



Małgorzata Snela

Szacowanie temperatury krytycznej stalowych
ram przechyłowych w pożarze rozwiniętym
z uwzględnieniem zmieniających się
właściwości strukturalnych węzłów



Lublin 2017

Szacowanie temperatury krytycznej stalowych
ram przechyłowych w pożarze rozwiniętym
z uwzględnieniem zmieniających się
właściwości strukturalnych węzłów

Monografie – Politechnika Lubelska



Politechnika Lubelska
Wydział Budownictwa i Architektury
ul. Nadbystrzycka 40
20-618 Lublin

Małgorzata Snela

Szacowanie temperatury krytycznej stalowych
ram przechyłowych w pożarze rozwiniętym
z uwzględnieniem zmieniających się
właściwości strukturalnych węzłów



Politechnika Lubelska
Lublin 2017

Recenzenci:

dr hab. inż. Katarzyna Rzeszut

dr hab. inż. Lucjan Ślęczka, prof. Politechniki Rzeszowskiej

Redakcja i skład: Małgorzata Snela

Publikacja wydana za zgodą Rektora Politechniki Lubelskiej

© Copyright by Politechnika Lubelska 2017

ISBN: 978-83-7947-295-6

Wydawca: Politechnika Lubelska

ul. Nadbystrzycka 38D, 20-618 Lublin

Realizacja: Biblioteka Politechniki Lubelskiej

Ośrodek ds. Wydawnictw i Biblioteki Cyfrowej

ul. Nadbystrzycka 36A, 20-618 Lublin

tel. (81) 538-46-59, email: wydawca@pollub.pl

www.biblioteka.pollub.pl

Druk: TOP Agencja Reklamowa Agnieszka Łuczak

www.agencjatorp.pl

Elektroniczna wersja książki dostępna w Bibliotece Cyfrowej PL www.bc.pollub.pl

Nakład: 50 egz.

Spis treści

Spis treści	5
Streszczenia	13
Spis ważniejszych oznaczeń	17
1. Wstęp	20
1.1. Wprowadzenie	20
1.2. Charakterystyka węzłów	22
1.3. Problem naukowy	25
1.4. Przedmiot i zakres pracy	26
2. Aktualny stan wiedzy – zachowanie węzłów w warunkach pożaru	30
2.1. Wprowadzenie	30
2.2. Przegląd badań eksperymentalnych	30
2.3. Modele analityczne i numeryczne	43
2.3.1. Uwagi ogólne	43
2.3.2. Dopasowanie wybranej relacji moment-obrót do wyników badań eksperymentalnych	43
2.3.3. Metoda składnikowa	46
2.3.4. Metoda elementów skończonych (MES)	54
3. Alternatywne metody identyfikacji charakterystyk moment-obrót odniesione do warunków pożaru	58
3.1. Charakterystyka moment-obrót dla warunków pożaru budowana na podstawie analogicznej relacji odniesionej do podstawowej sytuacji projektowej	58
3.1.1. Relacja moment-obrót specyfikowana w trwałej sytuacji obliczeniowej	58
3.1.2. Transformacja zależności moment-obrót do wyjątkowej sytuacji obliczeniowej pożaru rozwiniętego	61
3.1.3. Relacja pomiędzy siłą i przemieszczeniem w pożarze	63
3.1.4. Wykorzystanie zastępczych nieliniowych charakterystyk moment-obrót	64
3.1.5. Przykład numeryczny	66
3.1.6. Wnioski wynikające z przykładu obliczeniowego	71
3.2. Klasyczna metoda składnikowa uogólniona na przypadek pożaru	72
3.2.1. Podstawowe założenia metody	72
3.2.2. Identyfikacja aktywnych składników węzła	73

3.2.3. Mechanizmy zniszczenia poszczególnych składników węzła z uwzględnieniem wpływu temperatury pożarowej	75
3.2.4. Złożenie składników modelujących pracę węzła.....	104
3.3. Miarodajna sztywność sieczna w szacowaniu odporności ogniowej węzła podatnego.....	112
3.3.1. Podstawowe równania	112
3.3.2. Jednowymiarowy model elementu belkowego.....	113
3.3.3. Przypadek nierównomiernego ogrzania belki.....	115
3.3.4. Podstawy nieliniowej analizy elementu.....	119
3.4. Porównanie alternatywnych podejść na przykładzie numerycznym....	120
3.4.1. Geometria i charakterystyka rozpatrywanego węzła bez uwzględniania wpływu temperatury pożarowej	120
3.4.2. Charakterystyka pracy węzła w warunkach pożaru.....	123
3.4.3. Analiza uzyskanych wyników i wnioski	128
3.5. Modele formalne uwzględniające równoczesne zginanie, ściskanie (lub rozciąganie) i/lub ścinanie elementów węzła	131
3.5.1. Uwagi ogólne.....	131
3.5.2. Wpływ siły podłużnej na podatność zginanych węzłów	132
3.5.3. Modele analityczne uwzględniające interakcję oddziaływań M-V oraz M-N	141
3.5.4. Miarodajna macierz sztywności w modelowaniu podatności ogarniętego pożarem stalowego doczołowego węzła rygiel-słup	163
4. Analiza statyczno-wytrzymałościowa wybranych przechyłowych ustrojów ramowych z uwzględnieniem zmieniającej się z rozwojem pożaru podatności węzłów.....	169
4.1. Redystrybucja siły podłużnej w stalowym ryglu o narastającej w pożarze zdolności do wydłużenia.....	169
4.1.1. Szacowanie wartości siły osiowej w ryglu	171
4.1.2. Przykład numeryczny	174
4.1.3. Oszacowanie termicznie generowanej siły podłużnej	177
4.1.4. Wnioski z analizowanego przykładu	179
4.2. Sprężysto-plastyczna redystrybucja sił wewnętrznych w ogarniętej przez pożar stalowej belce dwuteowej z podatnymi węzłami.....	180
4.2.1. Charakterystyka analizowanej belki	180
4.2.2. Pierwsza faza pożaru – do powstania pierwszego przegubu plastycznego	183

4.2.3. Pierwszy przegub plastyczny	184
4.2.4. Druga faza pożaru – do zaniku siły osiowej	187
4.2.5. Trzecia faza pożaru – dominacja siły rozciągającej i efekt ciągną	188
4.2.6. Czwarta faza pożaru – do wyczerpania granicznej ciągłości.	189
4.2.7. Specyfika redystrybucji w pożarze siły osiowej i momentów zginających	190
4.3. Analiza ramy z wykorzystaniem uzyskanych doświadczalnie charakterystyk opisujących relacje moment-obrót-temperatura elementu	191
4.3.1. Opis analizowanego przypadku	191
4.3.2. Podstawy analizy	196
4.3.3. Metody analizy	199
4.3.4. Rezultaty przeprowadzonej analizy	210
4.3.5. Wnioski z przeprowadzonej analizy	217
5. Weryfikacja numeryczna MES	219
5.1. Analizowany podukład konstrukcyjny.....	219
5.2. Opis modelu numerycznego oraz algorytmu obliczeniowego	221
5.3. Analiza uzyskanych wyników.....	223
5.3.1. Deformacje elementów konstrukcji oraz obroty i przemieszczenia w przekrojach przywęzłowych	223
5.3.2. Siły wewnętrzne w nagrzewanych elementach ramy	227
5.3.3. Opracowanie charakterystyki moment-obrót.....	232
6. Podsumowanie.....	234
6.1. Uwagi końcowe.....	234
6.2. Kierunki dalszych badań.....	237
Literatura	239
Wykaz rysunków i tabel	253

Table of content

Table of content.....	5
Abstracts.....	13
List of notations.....	17
1. Introduction.....	20
1.1. Background.....	20
1.2. Characterisation of steel connections.....	22
1.3. Scientific problem.....	25
1.4. Subject and scope of work.....	26
2. Literature review.....	30
2.1. Introduction.....	30
2.2. Review of experimental investigations.....	30
2.3. Analitical and numerical models.....	42
2.3.1. General remarks.....	43
2.3.2. Simplified curve fitting method.....	43
2.3.3. Component method.....	46
2.3.4. Finite Element Method (FEM).....	54
3. Alternative approaches to construction of moment-rotation characteristics related to fire conditions.....	58
3.1. Moment-rotation characteristic for fire conditions constructed based on the analogous relation.....	58
3.1.1. Moment-rotation characteristic describing the joint behaviour in persistent design situation.....	58
3.1.2. Moment-rotation curve transformation to the accidental computational situation.....	61
3.1.3. Force-displacement relationship in fire.....	63
3.1.4. The use of alternative non-linear characteristics.....	64
3.1.5. Numerical example.....	66
3.1.6. Conclusions from the computational example.....	71
3.2. Application of component method at elevated temperature.....	72
3.2.1. Design philosophy of the component method.....	72
3.2.2. Identification of active joint components.....	73
3.2.3. Failure modes related to particular joint components at elevated temperature.....	75
3.2.4. Assembly of active joint components.....	104

3.3. Equivalent secant stiffness in fire resistance evaluation of semi-rigid joint.....	112
3.3.1. Basic equations	112
3.3.2. One-dimensional model of the beam element	113
3.3.3. A case of non-uniformly heated steel beam.....	115
3.3.4. Fundamentals of nonlinear element analysis	119
3.4. Comparison of alternative approaches – numerical example.....	120
3.4.1. Geometry and characteristic of the analyzed joint in persistent design situation	120
3.4.2. Characteristic of the analyzed joint at elevated temperature	123
3.4.3. Analysis of the obtained results and conclusions	128
3.5. Formal models for simultaneous bending, compression (tension) and/or shear of joint elements	131
3.5.1. General remarks	131
3.5.2. Axial force impact on the flexibility of a joint under bending ..	132
3.5.3. Analytical models taking into account the effects of interaction	141
3.5.4. Significant stiffness matrix for modelling the flexibility of a beam to-column joint exposed to fire	163
4. Structural analysis of selected steel sway frames with joints' flexibility increasing in fire	169
4.1. Axial force redistribution in steel beam with thermal elongation capability increasing in fire.....	169
4.1.1. Estimation of the axial force	171
4.1.2. Numerical example	174
4.1.3. Estimation of the thermally generated axial force	177
4.1.4. Conclusions from the computational example.....	179
4.2. Redistribution of internal forces generated in a steel beam with flexible joints when exposed to a fire	180
4.2.1. Characteristic of the analyzed beam	180
4.2.2. First phase of fire – to create the first plastic hinge	183
4.2.3. First plastic hinge.....	184
4.2.4. Second phase of fire – until axial force disappears.....	187
4.2.5. Third phase of fire – the dominance of the tensile force and the catenary effect	188

4.2.6. Fourth phase of the fire – until the limit of ductility is exhausted.....	189
4.2.7. The specificity of axial force and bending moments redistribution in fire	190
4.3. Analysis of the frame using experimental moment-rotation -temperature characteristics	191
4.3.1. Description of the analysed case.....	191
4.3.2. Basis of the analysis.....	196
4.3.3. Methods of the analysis	199
4.3.4. Obtained results	210
4.3.5. Concluding remarks.....	217
5. Numerical verification of FEM.....	219
5.1. Description of the analysed substructure	219
5.2. Description of the applied model and of the computational algorithm	221
5.3. Analysis of the obtained results	223
5.3.1. Deformations of the structural components, rotations and displacements of the sections near joints	223
5.3.2. Internal forces in the heated components of the frame	227
5.3.3. Specification of the characteristic describing the joint flexibility under fire conditions	232
6. Summary	234
6.1. Conclusion and final remarks – original work components.....	234
6.2. Recommendation for further work.....	237
Literature.....	239
List of figures and tables	253

Streszczenie

Oszacowanie temperatury krytycznej w sposób jednoznaczny determinuje odporność pożarową ramy stalowej. Wyznaczenie jej wartości wymaga jednak opracowania procedur obliczeniowych uwzględniających specyfikę reakcji konstrukcji stalowej na działanie temperatury pożarowej, a zatem i odmienne od tych tradycyjnie rozpatrywanych potencjalnie możliwych do realizacji sposobów jej zniszczenia. W sytuacji pożaru, z uwagi na realizację wpływu wysokiej temperatury na właściwości stali, maleje sztywność poszczególnych składników węzła, wpływając tym samym na zmianę sztywności połączenia jako całości, co rzutuje na pracę całego ustroju nośnego. Podatność węzłów zmienia się również w rezultacie złożonej interakcji oddziaływań pomiędzy poszczególnymi składnikami węzła. Efekt ten, ze względu na trudności obliczeniowe, nie był jak dotąd uwzględniany w procedurach rekomendowanych w profesjonalnej literaturze przedmiotu. W pracy wykazano jednak, że jego pomijanie może prowadzić do znacznego przeszacowania prognozowanej odporności ustroju nośnego. Niezbędnym stało się więc opracowanie odpowiedniej procedury obliczeniowej pozwalającej na uwzględnienie rzeczywistego zachowania się węzłów w pożarze.

W niniejszej monografii przedstawiono i przeanalizowano metody pozwalające na utworzenie dedykowanej dla węzła eksponowanego na temperaturę pożarową charakterystyki moment-obrót opisującej jego zachowanie pod wpływem pożaru rozwiniętego. Pierwszy z rekomendowanych modeli pozwala na specyfikację odniesionych do warunków pożaru relacji moment zginający – obrót węzła na podstawie znanej a priori relacji tego typu skojarzonej z podstawową sytuacją projektową. Wykazano jednak, że tego typu procedura nie musi prowadzić do bezpiecznego oszacowania poziomu bezpieczeństwa w pożarze, zwłaszcza wtedy gdy jest prowadzona w oparciu o założenie, zgodnie z którym w warunkach pożaru nośność połączenia maleje proporcjonalnie do stopnia redukcji granicy plastyczności stali z której wykonano węzły natomiast sztywność tych węzłów – proporcjonalnie do stopnia redukcji modułu sprężystości podłużnej specyfikowanego dla tej stali. Takie uproszczenie jest niemiarodajne, nie da się bowiem pominąć wpływu jaki na zachowanie się badanych węzłów ma redukcja właściwości mechanicznych śrub zastosowanych w połączeniu.

Drugi dyskutowany model opiera się na uogólnieniu na przypadek pożaru klasycznej metody składnikowej. Zaprezentowano procedury umożliwiające analizę modeli zniszczenia poszczególnych składników węzła z uwzględnieniem wpływu temperatury na ich zachowanie. Ponadto zamieszczono i szczegółowo skomentowano przykłady obliczeniowe, w których uwzględniono nie tylko czyste zginanie elementów łączonych w węzłach ale także interakcję zginania ze ściskaniem i/lub ze ścinaniem.

Opisano i skomentowano również podstawowe zasady formułowania modeli numerycznych odniesionych do sytuacji pożaru. Zaproponowano także własne modele, które pozwalają na prześledzenie redystrybucji sił wewnętrznych w ramie stalowej eksponowanej na temperaturę pożarową i które stanowią uzupełnienie omawianych wcześniej modeli analitycznych. Pozwalają przy tym na wzajemne skonfrontowanie wyników uzyskanych przy zastosowaniu obydwu podejść a zatem na weryfikację i walidację rekomendowanych wcześniej procedur.

Zawarte w tekście przykłady obliczeniowe ilustrują i przybliżają zaproponowane procedury. Szczególne znaczenie wydają się mieć te spośród nich, w których dokonano próby uwzględnienia zmieniającej się podatności węzłów na uzyskane oszacowanie odporności ogniowej ramy. Dotyczą one najpierw zachowania się belki stalowej o ograniczonej zdolności do wydłużenia, a następnie również do obrotu w podatnym węźle. Odrębna grupa modeli to te, które pozwalają na analizę zachowania się w pożarze ramy potraktowanej jako całość. Stanowią one podstawę do próby specyfikacji w przyszłości zasad prowadzenia na tym polu analizy typu globalnego, w miejsce powszechnie stosowanych jak dotąd rozważań o charakterze jedynie lokalnym, dla których wyniki w lepszym lub gorszym stopniu próbuje się interpretować jako te odnoszone formalnie do całego ustroju nośnego.

Przy uogólnianiu na wyjątkową sytuację obliczeniową pożaru rozwiniętego różnego typu algorytmów i procedur specyfikowanych i zweryfikowanych dla podstawowej sytuacji projektowej jest bezwzględna konieczność uwzględniania różnego typu nieliniowości. W wielu przypadkach modele tego typu kryją w sobie założenia, o których na ogół się nie pamięta, a które nie mają przełożenia na sytuację związaną z pożarem obliczeniowym. W związku z powyższym w niniejszej pracy omówiono również podstawy uwzględniania nieliniowości w obliczeniach specyfikowanych dla sytuacji pożarowej.

Abstract

Evaluation of critical temperature uniquely determines the fire resistance of a steel frame. However, in order to evaluate this value one has to develop the numerical procedures taking into account the specific reactions of steel structure to fire temperature, and thus different than traditionally considered, potentially possible destruction mechanisms. In fire conditions, due to the influence of high temperature on mechanical properties of steel, the rigidity of each joint component decreases, thus affecting the rigidity of the joint as a whole and in turn influencing the response of the bearing structure. The joint flexibility changes as a result of complex interaction between particular joint components as well. This phenomenon was not accounted for in the procedures recommended so far in the professional literature, due to the computational difficulties. In this work it was shown, that disregarding the phenomenon mentioned above may lead to substantial overestimation of fire resistance of considered structure. The development of appropriate computational procedure allowing for accurate modeling of real joint behavior in fire became indispensable.

The methods allowing for the development of a moment rotation characteristic dedicated to a joint exposed to fire temperature and describing its behavior under the fully developed fire conditions have been presented and discussed in this book. The first of the recommended models allows for the specification of bending moment – joint rotation characteristics for the fire scenario based on the a priori known relationship specified for the persistent design situation. However, it has been shown, that such procedure does not have to lead to the safe estimate of fire resistance, especially if it is conducted under the assumption, that in the fire the bearing capacity of a joint is reduced in the same ratio as the yield limit of the steel of which the joint components were made, while the joint rigidity is reduced proportionally to the reduction in the longitudinal modulus of elasticity for the same steel. Such simplification is not authoritative, as the changes in mechanical properties of the bolts applied in the connection may not be disregarded during the analysis.

The second model discussed here is based on the generalization to the case of fire of the classical component method. The procedures allowing for an analysis of failure modes of particular joint components including the thermal influence affecting their behavior are presented. Numerical results obtained, presented here and discussed in detail are a direct result of the analyses performed by the Author. In these examples not only pure bending but also bending-compression and bending-shear interaction have been considered.

Basic rules governing the development of numerical models relating to the fire scenarios are presented and commented as well. Additionally, own models are presented by the Author. These models allow for the observation of the internal forces in the considered frame subjected to the fire temperature, and supplement the analytical models presented above. In addition, confrontation of the results obtained with application of the two approaches is possible, and thence one may verify and validate the procedures recommended previously.

The numerical examples illustrate the proposed procedures and familiarize the reader with them. The examples in which an approach is made to estimate influence of changing joint rigidity on the determined fire resistance of a frame seem to be especially important. These examples pertain to the behavior of a steel beam with constrained longitudinal deformation and later on constrained rotation in a flexible joint. Models allowing for the fire analysis of the frame structure as a whole constitute a separate group of models. These models constitute a basis for a future attempt at a global analysis in this field, in place of the commonly applied so far deliberations of a local character, the results of which for better or worse are interpreted as results valid for the whole load bearing structure.

Taking into consideration various types of nonlinearities is a must when various algorithms and procedures specified for the persistent design scenario are generalized to the case of exceptional design situation of fully developed fire. In many cases such models contain hidden assumptions, which are easily forgotten, but do not hold in the case of a computational fire. Thus basics of introducing nonlinearities into the calculations pertaining to the exceptional design scenario have been presented as well.

Wykaz ważniejszych oznaczeń

Indeksy

c	– składnik strefy ściskanej wężła
i	– i -ty składnika wężła
t	– składnik strefy rozciągana wężła
θ	– wartość specyfikowana w temperaturze pożarowej
$*$	– wartość osiągnięta w zakresie pracy sprężystej analizowanego składnika wężła
$**$	– wartość osiągnięta w zakresie pracy poza sprężystej analizowanego składnika wężła

Duże liter łacińskie

A	– powierzchnia przekroju poprzecznego rozpatrywanego elementu
E	– moduł sprężystości podłużnej stali
E_θ	– moduł sprężystości podłużnej stali specyfikowany w temperaturze pożarowej
F_i	– siła w pojedynczej zastępczej sprężynie modelującej pracę i -tego składnika wężła
$F_{i,\theta}$	– siła w sprężynie modelującej pracę i -tego składnika wężła w temperaturze pożarowej
G_θ	– moduł sprężystości poprzecznej stali w temperaturze pożarowej
K_i	– sztywność aktywnego składnika wężła
$K_{i,\theta}$	– sztywność aktywnego składnika wężła w temperaturze pożarowej
L	– rozpiętość pręta
M, M_j	– moment zginający węzeł
$M_{j,Ed,\theta}$	– moment zginający węzeł w temperaturze pożarowej
$M_{j,Rd}$	– nośność rozpatrywanego wężła
$M_{j,Rd,\theta}$	– nośność rozpatrywanego wężła w temperaturze pożarowej
N	– siła podłużna w elemencie / przekroju (ściskająca lub rozciągająca)
S_j	– sztywność chwilowa wężła
$S_{j,ini}$	– sztywność początkowa wężła
$S_{j,ini,\theta}$	– sztywność początkowa wężła w temperaturze pożarowej

$S_{j,\theta}$	– sztywność chwilowa węzła w temperaturze pożarowej
S_p	– sztywność umocnienia węzła
V	– siła poprzeczna (ścinająca przekrój)

Małe litery łacińskie

$f_{ub,\theta}$	– wytrzymałość śruby na rozciąganie specyfikowana w temperaturze pożarowej
f_u,θ	– wytrzymałość na rozciąganie stali, specyfikowana w temperaturze pożarowej
f_y	– granica plastyczności stali
$f_{y,\theta}$	– granica plastyczności stali specyfikowana w temperaturze pożarowej
h_b	– wysokość przekroju poprzecznego rygła
h_c	– wysokość przekroju poprzecznego słupa
h_r	– odległość od środka obrotu węzła do r -tego rzędu śrub strefy rozciąganej
$k_{b,\theta}$	– współczynnik redukcyjny nośności śrub w temperaturze pożarowej
$k_{E,\theta}$	– współczynnik redukcyjny modułu sprężystości liniowej stali w temperaturze pożarowej
k_i	– współczynnik sztywności będący miarą podatności i -tego składnika węzła
$k_{i,\theta}$	– współczynnik sztywności będący miarą podatności i -tego składnika węzła w temperaturze pożarowej
$k_{y,\theta}$	– współczynnik redukcyjny granicy plastyczności stali w temperaturze pożarowej
r	– liczba rzędów śrub w strefie rozciąganej węzła lub numer rozpatrywanego szeregu śrub
t_{ep}	– grubość blachy czołowej
t_f	– grubość pasa w modelu zastępczego króćca teowego
t_{fb}	– grubość pasa rygła

t_{fc}	– grubość pasa słupa
t_{wb}	– grubość środnika rygla
t_{wc}	– grubość środnika słupa
z	– ramię efektywnego momentu zginającego węzeł (ramię dźwigni)
z_{eq}	– zastępcze ramię dźwigni

Duże litery greckie

Δ	– przemieszczenie węzła
Δ_b	– wydłużenie śrub w złączu między blachą czołową a pasem słupa
Δ_i	– wydłużenie sprężyny modelującej pracę i -tego składnika węzła
$\Delta_{i,\theta}$	– wydłużenie sprężyny modelującej pracę i -tego składnika węzła w temperaturze pożarowej
Δ_θ	– przemieszczenie węzła w temperaturze pożarowej

Małe litery greckie

α	– współczynnik rozszerzalności liniowej stali
$\gamma_{M,fi}$	– współczynnik częściowy dotyczący właściwości materiałowej w sytuacji pożarowej
μ	– stosunek sztywności: $\frac{S_{j,ini}}{S_j}$
μ_s	– współczynnik <i>Poissona</i> stali konstrukcyjnej
μ_θ	– stosunek sztywności w temperaturze pożarowej: $\frac{S_{j,ini,\theta}}{S_{j,\theta}}$
ϕ	– obrót względny węzła
ϕ_{ini}	– obrót względny węzła odpowiadający sztywności początkowej $S_{j,ini}$
$\phi_{ini,\theta}$	– obrót względny węzła w temperaturze pożarowej odpowiadający sztywności początkowej $S_{j,ini,\theta}$
ϕ_θ	– obrót względny węzła w temperaturze pożarowej

1. Wstęp

1.1. Wprowadzenie

Stal obecna jest w budownictwie od stuleci. Liczne zalety konstrukcji stalowych, takie jak na przykład krótki czas budowy czy względnie niski koszt realizacji obiektów sprawiły, że znalazły one szerokie zastosowanie również współcześnie. Stal konstrukcyjna używana jest przede wszystkim do budowy obiektów przemysłowych, sportowych i handlowych. Rozwój technologii wytwarzania kształtowników oraz szczególnie korzystne właściwości mechaniczne stali sprawiły, że rośnie również liczba wysokościowców, a także domów jednorodzinnych budowanych w konstrukcji stalowej. Ponadto stal jest materiałem oferującym nieograniczone możliwości kształtowania wszelkiego typu obiektów użyteczności publicznej, pozostawiając ogromną swobodę projektantom i architektom. Projektowane budynki stają się coraz wyższe, hale produkcyjne czy magazynowe coraz większe, a ich konstrukcje coraz bardziej złożone. Wraz ze wzrostem stopnia skomplikowania konstrukcji rośnie również stopień komplikacji obliczeń, w tym w szczególności procesu efektywnego i wiarygodnego modelowania analizy jej pracy zarówno w trwałej sytuacji obliczeniowej jak i w warunkach pożaru.

Projektowanie konstrukcji ze względu na odporność ogniową jest jednym z fundamentalnych zadań podejmowanych w celu zapewnienia bezpieczeństwa pożarowego osób przebywających w tworzonych przez te konstrukcje obiektach. Zgodnie z wymogami prawa (*Dz.U. 2002 nr 75 poz. 690, Dz.U. 2010 nr 109 poz. 719*) poszczególne elementy ustroju nośnego powinny w warunkach pożaru zapewnić bezpieczne przenoszenie przyłożonych do nich obciążeń zewnętrznych, wraz z dodatkowymi siłami wewnętrznymi generowanymi na skutek ograniczenia swobody realizacji potencjalnych odkształceń termicznych, co najmniej przez czas wynikający z przypisania tego obiektu do określonej klasy odporności pożarowej. W tym celu stosuje się różnego rodzaju środki biernej i czynnej ochrony przeciwpożarowej, w tym w szczególności odpowiednie materiały izolacyjne zabezpieczające element konstrukcyjny przed bezpośrednią ekspozycją ogniową. Należy jednak zauważyć, że przepisy prawa odnoszą się jedynie do pewnego szczególnego przebiegu pożaru, zwanego pożarem standardowym, dla którego przyrost temperatury gazów spalinowych w czasie ściśle odpowiada procesowi nagrzewania w laboratoryjnej próbie ogniowej. Tradycyjny sposób postępowania oparty na doborze środków ochrony jedynie na podstawie powszechnie dostępnych katalogów dostarczanych przez producentów tego typu materiałów nie daje zatem możliwości wiarygodnej oceny odporności ogniowej ustroju nośnego w warunkach pożaru, który realnie zagraża analizowanemu budynkowi. Aby tego dokonać należy prognozować rozwój potencjalnego pożaru na podstawie charakterystyki pomieszczenia, w którym istnieje ryzyko jego rozgorzenia, rodzaju i sposobu rozmieszczenia w nim

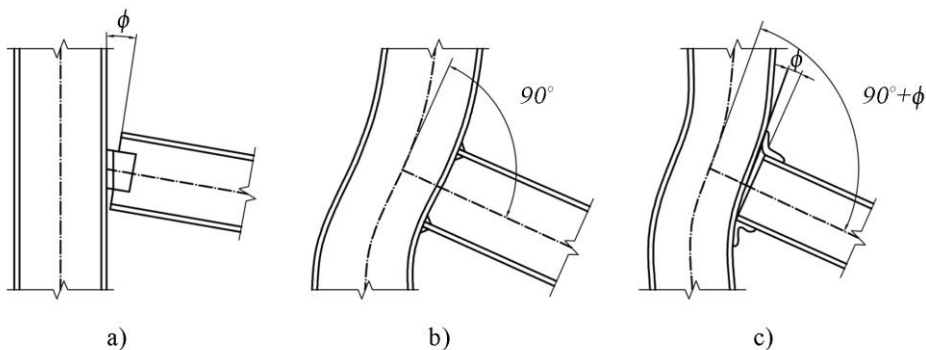
ewentualnego paliwa oraz warunków dostępu powietrza z otoczenia. Budowę odpowiedniej krzywej temperatura gazów spalinowych – czas pożaru umożliwia w takim przypadku na przykład dostępny w normie *PN-EN 1991-1-2* model pożaru parametrycznego. Znajomość takiej krzywej pozwala na oszacowanie realnej odporności badanego ustroju jedynie w powiązaniu z przeprowadzeniem odpowiedniej analizy termiczno-statyczno-wytrzymałościowej. Nie da się więc podać dla badanego obiektu jednolitej wartości odporności ogniowej konstrukcji nośnej, wyrażonej w jednostkach czasu, gdyż zawsze będzie ona zależała od przebiegu pożaru, dla którego została określona. Można jednak na ogół wyspecyfikować krytyczną temperaturę układu kojarzoną z osiągnięciem przez ustrój nośny stanu granicznego nośności ogniowej. Wartość tej temperatury nie zmieni się przy zmianie charakterystyki rozpatrywanego pożaru. Z tego względu w dalszych rozważaniach temperatura krytyczna będzie traktowana jako obiektywny parametr, jednakowy dla każdego badanego przebiegu pożaru, determinujący możliwości przenoszenia obciążeń przez analizowany ustrój nośny. Generalizując, jeżeli znana jest charakterystyka pożaru potencjalnie zagrażającego analizowanemu obiektowi, to da się również określić czas, przez który zapewnione będzie bezpieczne przenoszenie przyłożonych do tego obiektu obciążeń zewnętrznych wraz z dodatkowymi siłami wewnętrznymi generowanymi w elementach na skutek ograniczenia swobody realizacji odkształceń termicznych, czyli tak zwaną odporność ogniową. Miarą takiej odporności może być wprost temperatura krytyczna, jeżeli tylko jest ona możliwa do jednoznacznego wyznaczenia. Wiarygodne wyliczenie wartości poszukiwanej temperatury krytycznej wymaga jednak przeprowadzenia odrębnej analizy statyczno-wytrzymałościowej, uwzględniającej między innymi redukcję podstawowych właściwości stali, a także specyfikowaną dla pożaru redystrybucję sił wewnętrznych.

W analizie konstrukcji w warunkach pożaru obok klasycznego uwzględnienia wpływu wysokiej temperatury na stal jako materiał użyty do wykonania elementów nośnych należy rozważyć również wpływ wysokiej temperatury na węzły łączące te elementy. Są one bowiem kluczowymi komponentami ustrojów nośnych służącymi do wzajemnego przekazywania oddziaływań i do tworzenia więzi w elementach lub między nimi, zapewniając przenoszenie wewnętrznych sił ściskających, rozciągających, ścinających, zginających i/lub skręcających. Ich zniszczenie na skutek wyczerpania nośności lub nadmiernych deformacji, nie tylko w wyjątkowej sytuacji pożaru, ale również w trwałej sytuacji projektowej, może prowadzić do dezintegracji elementów do nich dochodzących, a tym samym do postępującej katastrofy całego ustroju nośnego. Szczególne znaczenie węzłów w pracy całej konstrukcji nośnej w warunkach pożaru potwierdziły między innymi badania przeprowadzone w Cardington w Wielkiej Brytanii (Kirby, 1998). Testy ogniowe przeprowadzone w pełnej skali na ośmiokondygnacyjnym budynku o konstrukcji zespolonej wykazały, że w warunkach pożaru to właśnie połączenia są potencjalnie

najbardziej wrażliwymi fragmentami konstrukcji. Katastrofa budynków World Trade Center (*Shyam-Sunder i in., 2005*) także zmieniła postrzeganie roli węzłów, a badania w zakresie ich reakcji na ogień nakierowały uwagę naukowców na całym świecie na szczegółowe badania pracy węzłów w warunkach pożaru. Zawalenie się co najmniej jednego z budynków WTC (*Gann i in., 2008*) pokazało, że pomimo niższej temperatury w obszarze połączeń (z uwagi na większe nagromadzenie materiału) węzły stalowe w warunkach pożaru mogą być szczególnie narażone na katastrofę, zarówno podczas fazy ich ogrzewania jak i stygnięcia, na skutek doznanawania znacznych odkształceń i deformacji. Chcąc więc wyznaczyć realną i wiarygodną odporność ogniową analizowanej stalowej konstrukcji nośnej należy szczególną uwagę zwrócić na wprowadzony do rozważań model pracy węzłów w warunkach pożaru, uwzględniający zmianę z rosnącą temperaturą materiału ich sztywności a zatem i podatności na deformację, a następnie uwzględnić ten wpływ w modelowaniu pracy całej konstrukcji.

1.2. Charakterystyka węzłów

Klasyczne podejście do projektowania stalowych układów ramowych opiera się na założeniu, że węzły są połączeniami idealnie przegubowymi lub idealnie sztywnymi. Przyjęcie modelu węzła idealnie przegubowego oznacza, że nie są przekazywane momenty zginające pomiędzy ryglem i słupem. Węzeł ten nie posiada więc sztywności obrotowej i nie może przenosić zginania, pomimo, że ma zdolność przekazywania sił osiowych i tnących (Rys. 1.1a). Z drugiej strony węzły całkowicie sztywne posiadają kompatybilność obrotową (kąt obrotu pomiędzy osiami prętów składowych pozostaje taki sam zarówno przed jak i po obciążeniu i wynosi z reguły 90°) a tym samym przekazują wszystkie formy obciążeń pomiędzy ryglem i słupem (Rys. 1.1b). Podejście takie, wyróżniające tylko dwa ekstremalne modele węzłów, upraszcza wprawdzie procesy analizy i projektowania konstrukcji, nie daje jednak pełnego obrazu zachowania się węzłów, co więcej opiera się na analizie węzłów wyizolowanych z całej konstrukcji. W rzeczywistości, węzły posiadają skończoną sztywność, są więc zatem węzłami podatnymi. Węzeł podatny obraca się pod obciążeniem o kąt ϕ (Rys. 1.1c). Takie „podatne” zachowanie się węzła wynika z faktu, że stal jest materiałem sprężysto-plastycznym. Z drugiej strony w połączeniach zawsze dochodzi do kontaktu pomiędzy jego elementami stąd też pojawia się tarcie.



Rys. 1.1. Rodzaje węzłów z uwagi na ich zachowanie, gdzie ϕ jest wartością kąta względnego obrotu pomiędzy osią słupa i osią rygła: a) węzeł przegubowy, b) węzeł sztywny, c) węzeł podatny (według Díaz i in., 2011)

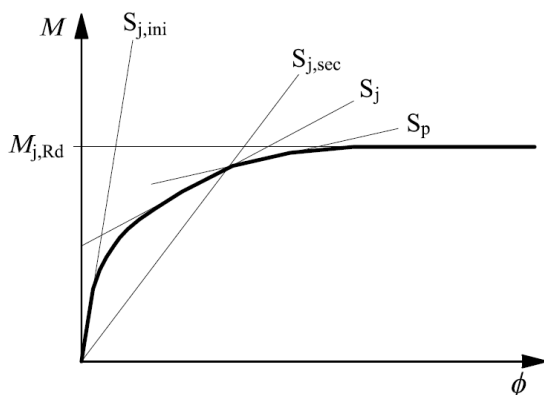
Zachowanie węzła może więc zostać opisane przez wyspecyfikowaną dla niego relację $M - \phi$, w której M jest momentem zginającym działającym na węzeł, a ϕ kątem jego obrotu wywołanym przez ten moment (Rys. 1.1c). Relacja moment-obrót zależy od geometrii węzła, jego wymiarów oraz cech wytrzymałościowych materiału zastosowanego na jego części składowe, a więc jest cechą charakterystyczną danego węzła.

Charakterystyki moment-obrót uzyskuje się eksperymentalnie, badając obrót węzła pod obciążeniem. Wiąże się to oczywiście z wysokimi kosztami, ale również z dużą pracochłonnością. W praktyce inżynierskiej taki sposób uzyskiwania charakterystyki moment-obrót jest kłopotliwy i niedogodny, gdyż należałoby przeprowadzać badania eksperymentalne dla każdego analizowanego węzła, nawet jeżeli nowo badane węzły różniłyby się od węzłów już przebadanych wyłącznie wymiarami jednego elementu składowego czy chociażby gatunkiem stali. W związku z tym pojawiła się konieczność opracowywania relacji moment-obrót w sposób analityczny, czyli po prostu prognozowania tego typu charakterystyk węzłów.

Analitycznie wyznaczana charakterystyka moment-obrót powinna spełniać następujące wymagania (Bródka i Kozłowski (red.), 2009; Bródka i Kozłowski, 1996) (Rys. 1.2):

- przechodzić przez początek układu współrzędnych,
- mieć prosty matematyczny zapis linii krzywej w całym zakresie ważności lub w odcinkach linii złożonych, odzwierciedlających zachowanie się węzła w poszczególnych fazach jego obciążenia,
- pochylenie krzywej w początkowym zakresie obciążeń powinno odpowiadać sztywności początkowej węzła $S_{j,ini}$,

- styczna do krzywej w dowolnym punkcie powinna umożliwiać ocenę sztywności chwilowej węzła S_j pod działającym na niego obciążeniem,
- nachylenie linii krzywej w fazie obciążenia powodującego umocnienie powinno reprezentować sztywność umocnienia S_p ,
- linia krzywa charakteryzująca zależność $M - \phi$ powinna zmierzać asymptotycznie do nośności granicznej węzła,
- parametry modelu analitycznego powinny mieć fizyczne znaczenie lub być wyrażone przez wymiary geometryczne węzła i cechy wytrzymałościowe materiału zastosowanego na jego części składowe.



Rys. 1.2. Wielkości charakteryzujące krzywą $M - \phi$ (według Bródka i Kozłowski, 1996)

Metody prognozowania krzywych $M - \phi$ można podzielić w zależności od metody otrzymywania lub od typu węzła, którego dotyczą. Podział metod prognozowania z uwagi na metodę ich otrzymywania w trwałej sytuacji obliczeniowej wraz z ich szczegółowym opisem został obszernie zaprezentowany m.in. w pracach: *Bródka i Kozłowski, 1996*; *Jaspart, 2000*. Wyróżnia się tam następujące sposoby otrzymywania charakterystyk węzłów:

- badania doświadczalne,
- modele mechaniczne,
- modele empiryczne,
- uproszczone modele analityczne,
- modele metody elementów skończonych (MES),
- bazy danych.

Powyższe metody prognozowania krzywych $M - \phi$, posegregowane dla określonych typów węzłów, zostały precyzyjnie opisane w pracy *Bródka i in., 2009* i nie będą tu przytaczane.

1.3. Problem naukowy

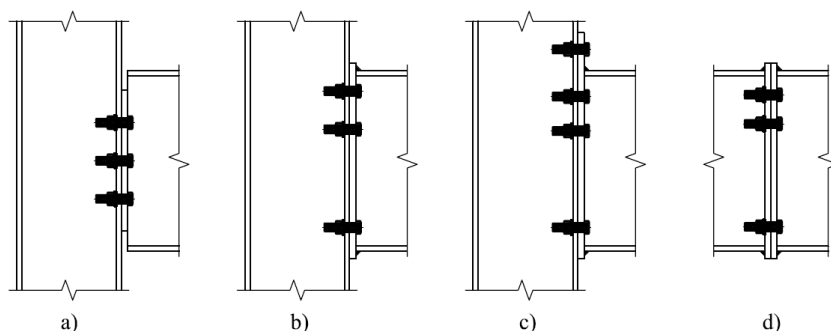
Problem naukowy podjęty w pracy dotyczy próby specyfikacji jednoznacznej metodyki obliczeniowej pozwalającej na wiarygodną ocenę odporności ogniowej stalowych ram przechyłowych z uwzględnieniem dotychczas pomijanego efektu zmieniającej się wraz z narastającą temperaturą stali podatności węzłów.

W sytuacji pożaru, z uwagi na realizację wpływu wysokiej temperatury na właściwości stali, maleje sztywność poszczególnych składników węzła, wpływając tym samym na zmianę sztywności połączenia jako całości, co rzutuje na pracę całego ustroju nośnego. Podatność węzłów zmienia się również w rezultacie złożonej interakcji oddziaływań (generowanych przede wszystkim jako wynik skrępowania swobody odkształceń termicznych) pomiędzy poszczególnymi składnikami węzła. Stąd bardzo istotna jest prawidłowa analiza zachowania się węzłów oraz poszczególnych ich składników zarówno w trwałej sytuacji obliczeniowej jak i w wyjątkowej sytuacji pożaru oraz odpowiednie uwzględnienie wyników tej analizy w modelowaniu pracy całej konstrukcji nośnej.

Fakt narastającej wraz z rozwojem pożaru podatności węzłów nie był dotychczas uwzględniany w praktyce inżynierskiej. Z pewnością przyczyniły się do tego przepisy normy PN-EN 1993-1-2, zgodnie z którymi zezwala się aby węzły, które przed rozgorzeniem pożaru modelowano jako nominalnie sztywne, były traktowane w taki sam sposób w modelu konstrukcji odniesionym do sytuacji pożarowej. Uproszczenie takie wynikało także z braku odpowiednio zweryfikowanych modeli obliczeniowych, pozwalających na bardziej szczegółową analizę. Argumentowano, że w strefach przywęzłowych nagromadzenie stali jest odpowiednio większe (przykładki, nakładki, blachy czołowe itp.), co przekłada się na wolniejszy w stosunku do samego słupa czy rygla przyrost temperatury, a zatem i mniejsze siły wewnętrzne generowane pożarem. W świetle przeprowadzonych w ostatnim czasie badań doświadczalnych wykazano jednak, że takie lokalne różnice temperatury na długości elementów ramy w żaden sposób nie rekompensują efektu wynikającego z malejącej sztywności węzłów. Należy więc bardzo wyraźnie podkreślić, że takie uproszczenie może w niektórych przypadkach, istotnych z punktu widzenia oceny bezpieczeństwa konstrukcji, prowadzić do zawyżonych oszacowań temperatury krytycznej, a przez to do przeszacowania realnego poziomu bezpieczeństwa. Ponadto w sytuacji pożaru węzły konstrukcji nośnej poddane są działaniu sił, które znacznie różnią się od tych, na które węzły te zostały zaprojektowane. Mając na uwadze bezpieczeństwo konstrukcji i osób w nich przebywających należy uwzględnić realne zachowanie się węzłów w podwyższonej i wysokiej temperaturze. Niezbędne jest więc znalezienie sposobu, który pozwalałby na opis rzeczywistego zachowania się węzłów w pożarze.

1.4. Przedmiot i zakres pracy

Przedmiotem pracy jest zachowanie się pod wpływem pożaru rozwiniętego stalowych węzłów ram przechyłowych łączących rygle ze słupami oraz stalowych styków belek i słupów. Praca dotyczy węzłów z głowicową blachą czołową (*flexible end-plate*) (Rys. 1.3a), czołową blachą wpuszczoną (*flush end-plate*) (Rys. 1.3b), blachą wystającą (*extended end-plate*) (Rys. 1.3c), a także śrubowych styków belek (*beam splices*) (Rys. 1.3d). Do analizy wybrano powyższe rodzaje węzłów z uwagi na ich częste stosowanie w stalowych budynkach ramowych.



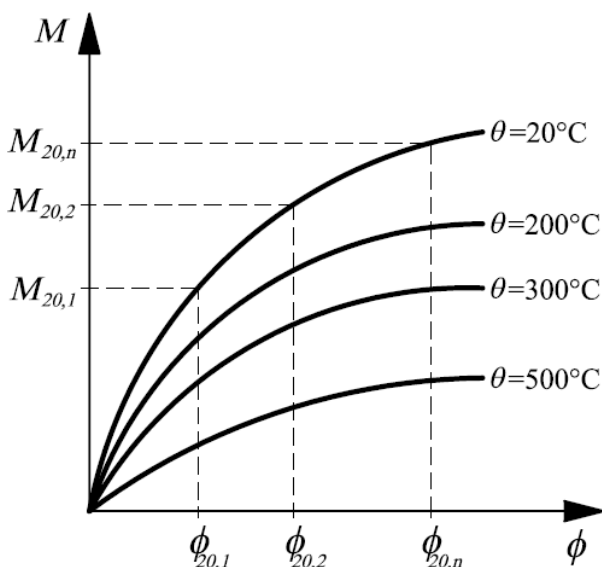
Rys. 1.3. Węzły rozpatrywane w pracy: a) węzeł z blachą głowicową, b) węzeł z blachą wpuszczoną, c) węzeł z blachą wystającą d) styk belek

Węzły nagrzewają się w trakcie pożaru na ogół wolniej niż elementy nośne które łączą. Wynika to nie tylko z dużego nagromadzenia w nich stali konstrukcyjnej (przykładki, nakładki itp.), ale również z ich lokalizacji w trudno dostępnych narożach pomieszczeń czy chociażby bezpośrednio pod płytą stropową o dużej pojemności cieplnej, dzięki której górna część węzła stykająca się z płytą ma temperaturę wyraźnie niższą od części dolnej bardziej oddalonej od płyty. Zgodnie z normą PN-EN 1993-1-2 temperaturę węzłów można w przybliżeniu oszacować wykorzystując wartość wskaźnika ekspozycji A/V liczonego dla poszczególnych elementów składowych tego węzła. We wskaźniku tym A jest polem powierzchni danego składnika węzła bezpośrednio ekspozowanej na działanie ognia, a V objętością tego składnika. W przypadku węzłów zespolonych belek ze słupami i styków belek zespolonych zgodnie z załącznikiem D normy PN-EN 1993-1-2 temperaturę węzła, a dokładniej jego części składowych, można obliczać na podstawie temperatury w pasie dolnym belki stalowej wyznaczonej poza strefą węzła i odległości rozpatrywanego składnika od dolnego pasa belki. Tak obliczona wartość temperatury składnika węzła waha się w granicach od 62% do 88% temperatury pasa dolnego belki. Alternatywnie norma PN-EN 1993-1-2 pozwala, jako uproszczenie przyjmować równomierny rozkład temperatury w węźle, przy czym rekomenduje się

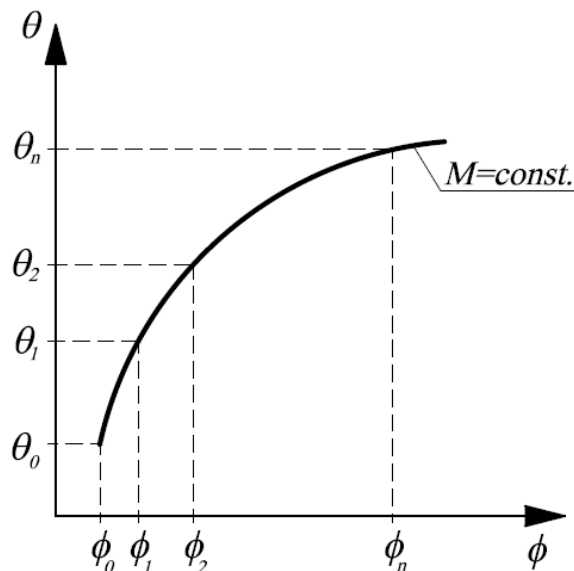
wyznaczenie jej wartości na podstawie największej wartości wskaźników A/V dla prętów stalowych, wyznaczonych w ich przekrojach przywężłowych. Jednakże niektóre przeprowadzone analizy nie popierają rekomendacji zawartych w przepisach *PN-EN 1993-1-2*. Franssen (Franssen, 2002) wykazał, że temperatura elementów składowych węzłów jest wyższa niż wskazywałoby na to zarówno lokalne nagromadzenie materiału jak i specyfikowane dla tych elementów wskaźniki A/V . Wynika to prawdopodobnie z tego, że wymiary składników węzła są na ogół o rząd wielkości mniejsze niż wymiary łączonych w tych węzłach elementów konstrukcyjnych, a tym samym wpływ temperatury tych elementów na analizowane składniki węzła jest dominujący. Rozkład temperatury w węzłach zarówno stalowych jak i zespolonych był również przedmiotem badań doświadczalnych (m.in. Lawson, 1990; Leston-Jones i in., 1997; Al-Jabri i in., 1998; Liu i in., 2002). Wyniki przeprowadzonych testów potwierdziły nierównomierny rozkład temperatury w węzłach, jednak różnice w wartościach temperatury mierzonej dla poszczególnych składników węzła w przypadku węzłów czysto stalowych nie przekraczały 30%. Z uwagi na dobrą przewodność cieplną stali w niniejszej pracy zakłada się wyrównaną temperaturę węzłów, równą temperaturze dochodzących do nich elementów konstrukcyjnych, przy założeniu że rozkład temperatury stali jest w danej chwili pożaru równomierny na całej długości tych elementów. Tego typu podejście pozwala z reguły na bezpieczniejsze oszacowanie nośności węzłów, a tym samym nośności całej analizowanej konstrukcji nośnej.

Zachowanie się węzłów będących przedmiotem niniejszej pracy w warunkach pożaru rozwiniętego może zostać opisane, tak jak w przypadku podstawowej sytuacji projektowej, rozumianej w niniejszej pracy jako trwała sytuacja obliczeniowa według *PN-EN 1990*, poprzez wyspecyfikowanie dla nich relacji $M-\phi$. Przeprowadzając analizę konstrukcji w wyjątkowej sytuacji pożaru należy uwzględnić fakt, że z uwagi na zmianę podatności węzłów w wysokiej temperaturze, również przypisane do tych węzłów relacje $M-\phi$ w sytuacji pożaru będą różnić się od relacji moment-obrót uzyskanych bez uwzględniania wpływu temperatury. Uwzględnienie zmieniającej się w czasie pożaru podatności węzła wymaga jednak skojarzenia charakteryzującej tę podatność relacji moment-obrót z temperaturą wchodzących w jego skład elementów stalowych. Z uwagi na to, że temperatura w warunkach pożaru zmienia się wraz z upływem czasu, zmianę relacji moment-obrót można również wyznaczyć w funkcji czasu, wtedy też opisem zachowania węzła będzie zbiór krzywych, z których każda odniesiona będzie do danej chwili czasu. Celem uniezależnienia wyznaczanej odporności ogniowej konstrukcji ramowej od modelu pożaru, a więc i od czasu, w niniejszej pracy relacje moment-obrót wyznaczane będą w funkcji temperatury stali. Poszukuje się zatem opracowanego dla danego węzła pęku miarodajnych charakterystyk $M-\phi$, z których każda odpowiada innej założonej temperaturze stali. Z uwagi na to, że pojedyncza charakterystyka tego typu przypisana jest

do jednoznacznie określonej stałej wartości temperatury otrzymane relacje moment – obrót nazywa się relacjami izotermicznymi (Rys. 1.4). Charakterystykę węzła wyznaczyć można również metodą anizotermiczną. Wraz ze wzrostem temperatury węzła, przy jego stałym obciążeniu następuje redukcja właściwości mechanicznych składników węzła, co prowadzi do postępującej redukcji nośności węzła, następnie nadmiernych deformacji a w konsekwencji zniszczenia połączenia co ilustruje Rys. 1.5. Tak otrzymana zależność nosi nazwę charakterystyki anizotermicznej. Wyniki uzyskane za pomocą metody izotermicznej oraz anizotermicznej mogą się jednak wzajemnie różnić (da Silva i in., 2001).



Rys. 1.4. Izotermiczne charakterystyki $M - \phi$ wyspecyfikowane dla węzła poddanego ekspozycji ogniowej



Rys. 1.5. Anizotermiczna charakterystyka $M - \phi$ węzła poddanego ekspozycji ogniowej (według da Silva i in., 2001)

Stan wiedzy dotyczący sposobów prognozowania krzywych $M - \phi$, charakteryzujących pracę węzłów ramy nośnej w warunkach pożaru przedstawiono szczegółowo w rozdziale 2 niniejszej pracy. W kolejnych rozdziałach zaprezentowano i dokonano analizy modeli analitycznych pozwalających na sformalizowanie odpowiedniej procedury obliczeniowej. W pracy opisano również podstawowe zasady formułowania modeli numerycznych odniesionych do sytuacji pożaru, służących do weryfikacji modeli analitycznych, a także zaproponowano własne modele, które pozwalają na prześledzenie redystrybucji sił wewnętrznych w ramie stalowej ekspozowanej na temperaturę pożarową. Zaproponowane procedury obliczeniowe zilustrowane zostały przykładami obliczeniowymi.

2. Aktualny stan wiedzy – zachowanie węzłów w warunkach pożaru

2.1. Wprowadzenie

Charakterystyki moment-obrót opisujące zachowanie węzłów w sytuacji pożaru będą najbardziej wiarygodne, jeśli zostaną ustalone eksperymentalnie. Badania konstrukcji w warunkach pożaru wymagają jednak specjalnego sprzętu, a określenie charakterystyki węzła w temperaturze pożarowej w sposób doświadczalny oznacza potrzebę wykonania serii testów, gdyż odpowiedź węzła zmienia się wraz z rozwojem pożaru, jest więc zależna od czasu i temperatury stali. Chcąc otrzymać poszukiwany pęk krzywych należy zatem wykonać wiele oddzielnych badań, każde dla stałej w danym teście wartości temperatury i zmieniającego się obciążenia (metoda izotermiczna) lub dla stałego w danym badaniu poziomu obciążenia i narastającej temperatury (metoda anizotermiczna). Wszystko to wpływa na zwiększenie kosztów ale również pracochłonności prowadzonych badań, stąd poszukuje się sposobu tworzenia alternatywnych modeli analitycznych, odpowiednio wiarygodnych, które umożliwiłyby predykcję zachowania węzłów w warunkach pożaru bez konieczności kojarzenia za każdym razem uzyskanych wyników z analogicznymi rezultatami pomierzonymi eksperymentalnie. Modele te można pogrupować podobnie jak czyni się to w przypadku trwałej sytuacji obliczeniowej (*Bródka i Kozłowski, 1996; Jaspert, 2000*), a charakterystyki moment-obrót uzyskane dla węzłów pozostających pod wpływem temperatury pożarowej powinny spełniać te same wymagania, które stawiane są charakterystykom tworzoną dla temperatury pokojowej (patrz rozdział 1.2). W niniejszym rozdziale przedstawiono wyniki badań eksperymentalnych oraz zaprezentowano modele formalne umożliwiające opis zachowania w warunkach pożaru węzłów będących przedmiotem pracy.

2.2. Przegląd badań eksperymentalnych

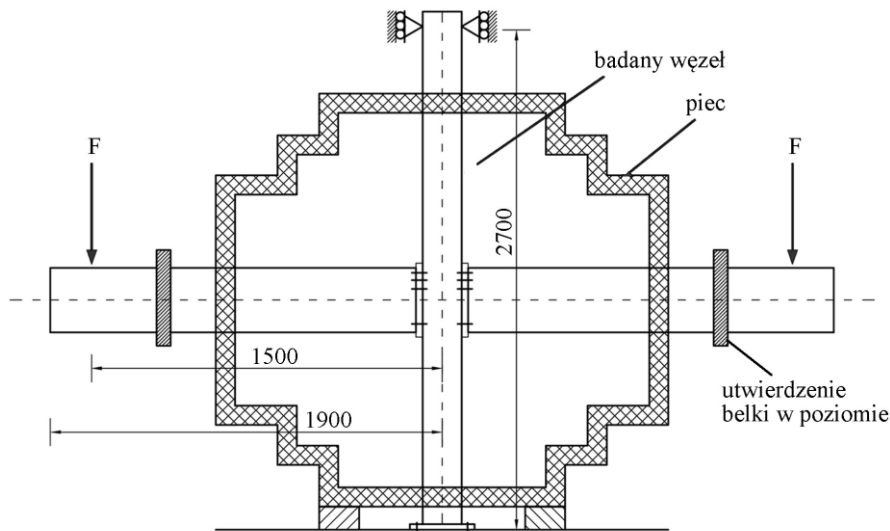
Historycznie pierwsze badanie doświadczalne wyizolowanych z konstrukcji węzłów opracowane specjalnie dla warunków pożaru zostało przeprowadzone w laboratoriach CTICM w 1976 roku (*Kruppa, 1976*). Przebadano 6 typów węzłów doczołowych łączących rygiel ze słupem o różnej podatności, począwszy od węzła przegubowego aż do sztywnego. W przeprowadzonych testach chodziło wprawdzie o zachowanie w pożarze śrub wysokiej wytrzymałości, niemniej jednak uzyskane wyniki pozwoliły na wstępną analizę deformacji poszczególnych elementów węzła w wysokiej temperaturze.

Przedmiotem badań przeprowadzonych przez British Steel w 1982 roku (*British Steel, 1982*) był obciążony momentem zginającym, sztywny węzeł doczołowy. Niestety uzyskane wyniki, z uwagi na wykonanie tylko dwóch prób, były mocno ograniczone, pokazały jednak, że poszczególne składniki węzła mogą w pożarze doznawać znacznych odkształceń.

Pierwsze testy nakierowane bezpośrednio na oszacowanie podatności węzłów w pożarze zostały wykonane przez *Lawsona* (*Lawson, 1990*). Badał on trzy rodzaje węzłów z doczołowymi połączeniami na śruby: odpowiednio z wystającą i wpuszczoną blachą czołową oraz z dwustronnymi przykładkami na środku rygla. Pięć z wykonanych testów dotyczyło rygli w konstrukcjach stalowych, natomiast dwa rygli w konstrukcjach zespolonych stalowo-betonowych. Węzły ogrzewane były zgodnie ze standardową krzywą pożaru *ISO 834*. Testy ograniczone były do jednego poziomu obciążenia, stąd nie uzyskano dostatecznych danych do utworzenia charakterystyk moment-obrót specyfikowanych dla badanych węzłów. Przeprowadzone badania pokazały jednak, że węzły te w warunkach pożaru są zdolne do przenoszenia znacznych momentów zginających odpowiadających około dwóm trzecim nośności tych węzłów, określonej dla temperatury pokojowej. Śruby nie wykazywały tendencji do zniszczenia pomimo, że obrót węzła we wszystkich testach przekraczał wartość 6° . Ponadto *Lawson* zasugerował, że zespolenie w przypadku węzłów zwiększa ich nośność na zginanie w warunkach pożaru, zaś nośność ta może zostać oszacowana poprzez sumowanie nośności stalowej belki i płyty żelbetowej. *Lawson* zaproponował również proste zasady projektowania na warunki pożaru stalowych belek swobodnie podpartych, pozwalające na uwzględnienie momentów przenoszonych przez węzły. Chociaż wyniki badań przeprowadzonych przez *Lawsona* nie pozwoliły na zidentyfikowanie charakterystyki moment-obrót specyfikowanej dla badanych węzłów, dostarczyły istotnych informacji dla pierwszych prób modelowania zachowania węzłów w warunkach pożaru.

Kolejne badania zachowania węzłów w pożarze zostały przeprowadzone na uniwersytecie w Sheffield w zespole kierowanym przez *Burgessa*. W celu uzyskania charakterystyk moment-obrót węzłów doczołowych z blachą wpuszczoną *Leston-Jones* wraz ze współpracownikami (*Leston-Jones i in., 1997*) przeprowadził serię 11 badań, w których 2 próby dotyczyły zachowania węzłów w temperaturze pokojowej, pozostałe 9 natomiast zachowania węzłów w warunkach pożaru. Wszystkie testy przeprowadzono stosując stały moment zginający oraz narastającą z szybkością około 10°C na minutę temperaturę pieca. Badania węzłów w temperaturze pokojowej wykazały znaczne odkształcenia środkowego słupa w strefie ściskanej i pasa słupa w strefie rozciąganej. Podczas badań prowadzonych w temperaturze pożarowej zaobserwowano prawie liniowy rozkład temperatury w przekroju poprzecznym połączenia. Testy te wykazały również, że zarówno sztywność jak i nośność węzłów w warunkach pożaru ulegają redukcji wraz ze wzrostem temperatury, ze znacznym spadkiem nośności w zakresie temperatury stali od 500°C do 600°C . Pomimo wyraźnej redukcji nośności węzłów modele zniszczenia w temperaturze pożarowej odpowiadały tym uzyskanym w testach przeprowadzonych w temperaturze pokojowej.

Następnie na podobnej próbie badano wpływ wymiarów belki i słupa, oraz rodzaju i grubości blachy czołowej na nośność w pożarze węzłów z wpuszczoną i głowicową blachą czołową (Al-Jabri i in., 1998). Przeprowadzono 11 testów w 3 grupach dla konstrukcji stalowych oraz 7 testów w 2 grupach dla konstrukcji zespolonych, dodatkowo 2 testy w temperaturze pokojowej. Na Rys. 2.1 przedstawiono schemat badanej próbki i sposób jej nagrzewania w temperaturze pożarowej.

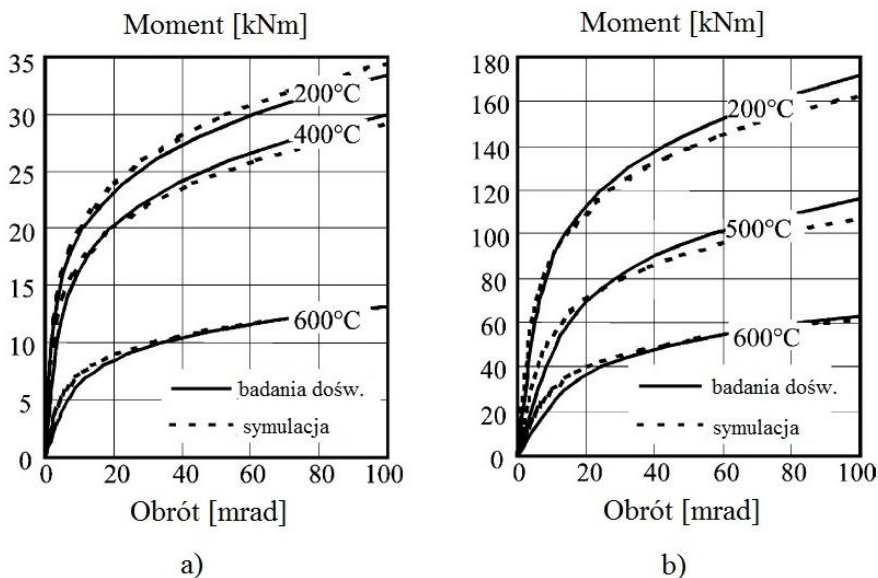


Rys. 2.1. Schemat stanowiska do badań węzłów w temperaturach pożarowych (według Al.-Jabri i in., 1998)

Dla każdej grupy węzłów przeprowadzono serię badań, każde przy stałym obciążeniu i zmieniającej się liniowo temperaturze, dla której założono przyrost wynoszący 10°C na minutę. Przyjęcie takiego reżimu badań, to znaczy stałego poziomu obciążenia przy zmieniającej się temperaturze, podyktowane było próbą odzwierciedlenia rzeczywistych warunków panujących podczas pożaru. W trakcie badań dla każdego z węzłów mierzono kąty obrotu oraz przemieszczenia pionowe na długości belek z obu stron słupa.

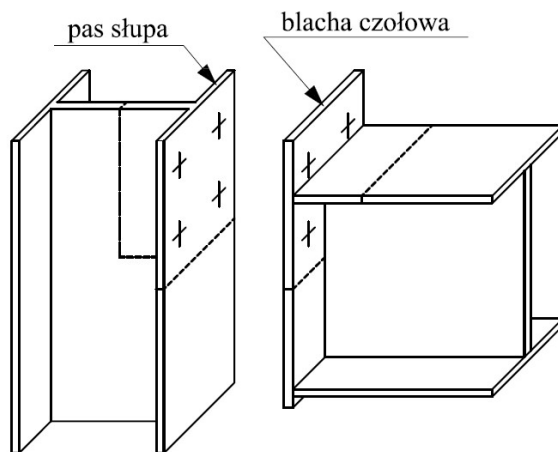
W przypadku elementów stalowych uzyskano prawie równomierny rozkład temperatury w przekroju poprzecznym połączenia. Wyjątek stanowiła temperatura środka słupa, która w niektórych przypadkach była wyższa od referencyjnej temperatury dolnego pasa belki o 23%. Badanie połączeń zespolonych potwierdziło, że betonowa płyta działa jak osłona przed promieniowaniem, pochłaniając część energii cieplnej, dzięki czemu zniszczenie połączeń następowało w wyższej temperaturze w porównaniu do tej uzyskanej w badaniu węzłów czysto stalowych.

Bezpośrednimi wynikami uzyskanymi dla badanych połączeń były relacje obrót-temperatura węzła. Następnie na podstawie uzyskanych wyników dla każdego z przebadanych węzłów stworzono rodzinę krzywych moment-obrót-temperatura, korzystając ze zmodyfikowanej formuły *Ramberga-Osgooda* opisaną szczegółowo w rozdziale 2.3.2. Na wykresach moment-obrót (ale także temperatura-obrót) uzyskanych dla węzłów czysto stalowych (Rys. 2.2) można wyróżnić trzy charakterystyczne fazy: początkowo zauważalny jest liniowy przyrost wartości kąta obrotu wraz ze wzrostem temperatury węzła do momentu osiągnięcia granicy plastyczności przez jeden lub kilka składników węzła, następnie widoczna jest krzywa obrazująca sprężysto-plastyczną pracę połączenia, ostatecznie, w trzeciej fazie pracy, wartości obrotu narastają gwałtownie, co uwidacznia się na wykresie w formie plateau.



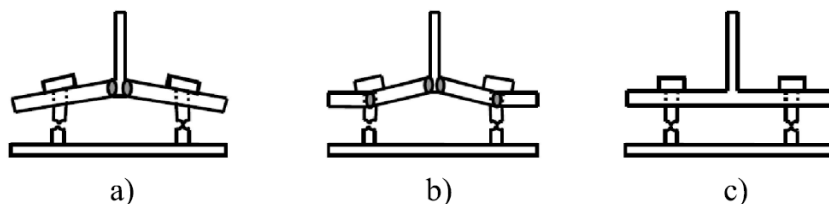
Rys. 2.2. Eksperymentalnie wyznaczone krzywe moment obrót dla węzłów: a) z wpuszczoną blachą czołową, b) z wystającą blachą czołową (według *Al-Jabri i in., 1998*)

Celem trzeciej grupy testów przeprowadzonych przez cytowany powyżej zespół była szczegółowa analiza zachowania się w pożarze wyodrębnionych stref węzła przenoszących odpowiednio rozciąganie i ściskanie (*Spyrou i in., 2002*). W strefie rozciąganej pracuje w tych warunkach pas słupa w górnej części połączenia, blacha czołowa oraz śruby. Elementy te modelowane są za pomocą króćców teowych (Rys. 2.3). W strefie ściskanej pracuje natomiast panel środknika słupa na wysokości dolnej półki rygla.



Rys. 2.3. Identyfikacja i orientacja króćców teowych w połączeniu (według Spyrou i in., 2004a)

W pierwszej fazie testów, która miała na celu identyfikację zachowania rozciąganych składników połączenia przebadano 45 króćców teowych (Spyrou i in., 2004a). Podczas pierwszych badań wyspecyfikowano 3 mechanizmy zniszczenia króćca teowego (Rys. 2.4): pierwszy – związany z powstaniem przegubów plastycznych w blasze czołowej w pobliżu środka rygla, co skutkuje zerwaniem śrub (Rys. 2.4a), drugi – łączony z uplastycznieniem blachy czołowej w pobliżu środka rygla i w linii śrub, a następnie zerwaniem śrub (Rys. 2.4b) i trzeci – w którym w momencie zerwania śrub blacha czołowa pracuje w zakresie sprężystym (Rys. 2.4c).



Rys. 2.4. Mechanizmy zniszczenia króćca teowego kształtowanego przez blachę czołową i pas rygla (według Spyrou i in., 2004a)

Kolejne 25 z wykonanych testów zostało opracowanych w celu zbadania każdego z trzech mechanizmów zniszczenia. Wymiary próbek dobierano tak, aby badana próbka ulegała zniszczeniu zgodnie z pożądanym modelem, przy czym zmieniano tylko wymiary króćca modelującego słup, podczas gdy wymiary króćca odzwierciedlające pracę blachy czołowej pozostawały bez zmian.

Podczas przeprowadzonych badań zauważono, że znaczny wpływ na zachowanie króćca teowego mają śruby. Z uwagi na to, że w pierwszych testach dochodziło do zniszczenia nakrętek (zerwanie gwintu nakrętki), co uniemożliwiało osiągnięcie pożądanych mechanizmów zniszczenia, w kolejnych badaniach zdecydowano o użyciu nakrętek wysokiej wytrzymałości do połączeń sprężanych na śruby HSFG. Oczywiście w normalnych warunkach pracy połączenia taka zamiana elementów węzła nie miałaby miejsca, stąd przy projektowaniu czy analizie zachowania węzła należałoby uwzględnić możliwość zniszczenia połączenia poprzez zerwanie gwintu nakrętek.

Uzyskane w trakcie badań wartości i sposoby odkształcenia węzłów zależały bezpośrednio od mechanizmu zniszczenia, co wskazuje na istotę prawidłowego odzorowania rozciąganych składników węzła.

W drugiej fazie testów przebadano 29 paneli środnika słupa, w tym 26 w temperaturze pożarowej i 3 w temperaturze pokojowej (*Spyrou i in., 2004b*). Badane słupy ogrzewane były do wysokiej temperatury przed przyłożeniem do nich obciążenia. W trakcie testów mierzono odkształcenia środnika z płaszczyzny oraz odkształcenia pasa słupa, a także temperaturę badanego elementu. Termoelementy rozmieszczone były również wokół słupa celem zmierzenia temperatury powietrza wokół badanej próbki. W celu uzyskania informacji na temat wpływu wymiarów geometrycznych na zachowanie środnika słupa przebadano próbki wykonane z różnych kształtowników. Parametry, których wpływ mierzono to smukłość środnika oraz grubość pasa. W odniesieniu do badania zachowania się w pożarze środnika słupa zaobserwowano, że zasadnicze znaczenie dla jego nośności może mieć siła ściskająca przekazywana na panel środnika przez dolną półkę rygła, zarówno jako skutek obrotu rygła względem słupa jak i pośredni efekt wydłużalności termicznej stali. W tym kontekście podstawowego znaczenia nabiera kwestia odpowiedniego uźebrowania środnika, co nie jest niespodzianką. Z drugiej strony jednak trzeba zauważyć, że obecne tendencje w kształtowaniu węzłów ewoluują raczej w kierunku pozbywania się tego typu żeber usztywniających, a przez to minimalizowania kosztów wytwarzania konstrukcji. Jeżeli więc w ogóle można akceptować kształtowanie omawianego węzła jako podatnego, z słupem pozostawionym bez jakiegokolwiek uźebrowania, to tylko w przypadku możliwości dostatecznie wiarygodnego oszacowania jego odporności na ten rodzaj niestateczności. Warto przy tym zauważyć, że uwzględniając najczęściej przyjmowane proporcje wymiarów poszczególnych elementów węzła, odporność panelu środnika słupa na lokalną utratę stateczności w poziomie dolnej półki rygła jest często odpornością krytyczną, determinującą nośność całego węzła.

Jako rezultat obu faz badań otrzymano krzywe temperatura-siła-przemieszczenie. Utworzono także uproszczone modele analityczne pozwalające na predykcję zachowania ściskanych składników węzłów w warunkach pożaru. Następnie wyniki eksperymentów porównano z rezultatami uzyskanymi z modelu analitycznego i z wynikami pochodzącymi z modelowania numerycznego

przy wykorzystaniu dwuwymiarowego modelu MES. Tylko wyniki uzyskane za pomocą opracowanych modeli analitycznych oraz te uzyskane z badań doświadczalnych pokrywały się ze sobą w znacznym stopniu.

Kolejną grupę testów poświęconych zachowaniu się doczołowych węzłów ram stalowych stanowią badania przeprowadzone przez *Lou i G.Q. Li* (*Lou i Li G.Q.*, 2006). Służyły one do weryfikacji modeli obliczeniowych MES opracowanych niezależnie przez tych autorów i obejmowały badania dwóch węzłów z wystającą blachą czołową, podanych zginaniu i ogrzewanych zgodnie ze standardową krzywą pożaru. Podczas gdy w testach tych węzłów w temperaturze pokojowej ulegały one zniszczeniu poprzez wyboczenie środnika słupa, w warunkach pożaru zniszczenie następowało na skutek zerwania śrub i uplastycznienia środnika słupa przy rozciąganiu, pomimo że temperatura blachy czołowej w pobliżu śrub była dużo niższa niż temperatura środnika słupa. Uzyskane wyniki potwierdziły przekonanie, że w warunkach pożaru składniki węzłów z uwagi na wpływ wysokiej temperatury zachowują się inaczej, wpływając tym samym na zmianę w sposobie pracy całego węzła.

Opisane powyżej badania dotyczyły wyizolowanych z konstrukcji węzłów lub ich części, poddanych działaniu momentu zginającego, wywołującego rozciąganie górnej i ściskanie dolnej części węzła. Tradycyjnie analizując zachowanie węzłów w podstawowej sytuacji projektowej uwzględnia się oddziaływanie momentu zginającego i siły ścinającej. W rzeczywistości, szczególnie w przypadku ram przechyłowych znaczący może okazać się wpływ sił poziomych generowanych w ryglach (*de Lima i in.*, 2002; *de Lima i in.*, 2004). Przeprowadzone w temperaturze pokojowej badania węzłów (*Kühnemund*, 2003) pokazały, że wpływ osiowej siły ściskającej w słupie na pracę całego węzła również może być istotny.

W warunkach pożaru wpływ generowanej w słupie siły podłużnej zwiększa się wraz ze wzrostem temperatury (*Block i in.*, 2004). Również wpływ siły podłużnej w ryglu jest znacznie większy gdyż z uwagi na ograniczenie swobody generowanych termicznie odkształceń pojawiają się dodatkowe siły ściskające. Wartość termicznie indukowanej siły podłużnej w ryglu zależy od podatności ograniczających go węzłów, ale również od wartości temperatury stali. Początkowo wydłużający się wskutek nagrzania rygiel rozpycha ograniczające go podpory, generując podłużną siłę ściskającą (*push-out effect*) o wartości narastającej ze wzrostem temperatury. Jednocześnie na skutek narastającej temperatury stali maleje w sposób ciągły sztywność giętne rygla, która coraz słabiej przeciwstawia się gwałtownemu narastaniu ugięcia. Z kolei przyrastające ugięcie rygla wiąże się ze ściąganiem podpór „do wewnątrz” ramy, a tym samym z silniejszym oddziaływaniem osiowej siły rozciągającej (*pull in effect*). Wartość siły rozciągającej narasta wraz ze wzrostem ugięcia, aż zaczyna przeważać nad siłą ściskającą i następuje postępujące redukowanie wartości wypadkowej siły osiowej (*pullback effect*). Wypadkowa siła osiowa zaczyna maleć, a w końcu „na placu boju” pozostaje jedynie rozciąganie. Sztywność giętne jest już wtedy

na tyle mała, że nie daje możliwości przeniesienia momentów zginających. Tak więc rozgrzany rygiel pracuje jak poprzecznie obciążone wiotkie ciężno (*catenary effect*) (Yin i Wang Y.C., 2005a; Yin i Wang Y.C., 2005b). Takie zachowanie konstrukcji w warunkach pożaru potwierdzone zostało w badaniach fragmentu ramy stalowej prowadzonych m.in. przez Liu z zespołem (Liu i in., 2002). Celem przeprowadzonych testów było wprawdzie określenie wpływu, jaki na zachowanie stalowego rygla w pożarze ma jego zamocowanie w elementach dochodzących, dowiodły one jednak, że węzły mogą przyczynić się do zwiększenia nośności rygli w warunkach pożaru. Wpływ siły osiowej generowanej w ryglu na zachowanie węzłów, ale również pracę całej konstrukcji nośnej potwierdziły także testy przeprowadzone w Cardington (Kirby, 1998). Obserwując pożary występujące w rzeczywistości zauważono, że konstrukcja nośna w takich warunkach zachowuje się lepiej niż wynikałoby to z badań przeprowadzonych na wyizolowanych elementach konstrukcyjnych, co wynika z faktu wzajemnej współpracy pomiędzy elementami tej konstrukcji (Bailey, 2004 oraz Burgess, 2002). Dlatego też w celu zbadania zachowania się stalowej konstrukcji nośnej w warunkach pożaru i zebrania danych, które pozwoliłyby na weryfikację specyfikowanych dla niej modeli analitycznych, Building Research Establishment przeprowadził w Cardington w Wielkiej Brytanii serię testów ogniowych w pełnej skali. Badania te obejmowały ośmiokondygnacyjny budynek o konstrukcji zespolonej. Ogółem przeprowadzono 7 testów. Pełny opis przeprowadzonych badań można znaleźć na przykład w pracach: Armer, 1994; Moore i Lennon, 1997; Lennon, 1997 oraz Simms, 1998. W badanej konstrukcji zastosowano dwa rodzaje węzłów: z głowicową blachą czołową do połączeń rygli ze słupami oraz z jednostronną przykładką na środku, jako połączenia pomiędzy belkami. Ważniejsze obserwacje z punktu widzenia analizy zachowania się węzłów poczynione w trakcie badań są następujące (Al-Jabri i Hago, 2003 oraz Wald i in., 2004):

- w fazie ogrzewania dochodziło do lokalnego wyboczenia dolnego pasa oraz środka rygla na końcach rygla (w okolicy węzłów); wyboczenie to spowodowane było działaniem znacznych sił ściskających wywołanych ograniczeniem termicznie generowanych w ryglu odkształceń i ujemnym momentem zginającym wywołanym przez ograniczenie obrotu w węźle;
- w przypadku węzłów z głowicową blachą czołową blacha ta ulegała pęknięciu w sąsiedztwie spoiny ale tylko z jednej strony połączenia; w przypadku połączeń z przykładką dochodziło do ścinania śrub; takie zniszczenia powstawały na skutek znacznych sił rozciągających generowanych w trakcie fazy stygnięcia; podczas chłodzenia stal kurczy się, powodując zmniejszenie pionowych ugięć rygli, jednocześnie znaczna siła rozciągająca oddziałuje na spoiny łączące blachę czołową z pasem rygla; naprężenia rozciągające w fazie stygnięcia zostają skompensowane przez pęknięcie płyty lub ścinanie śrub; takiego zachowania elementów

węzłów nie obserwowano podczas testów na wyizolowanych z konstrukcji węzłach;

- pomimo zniszczenia blach czołowych z jednej strony połączenia i znacznych ugięć badane rygle nie wykazały tendencji do katastrofy.

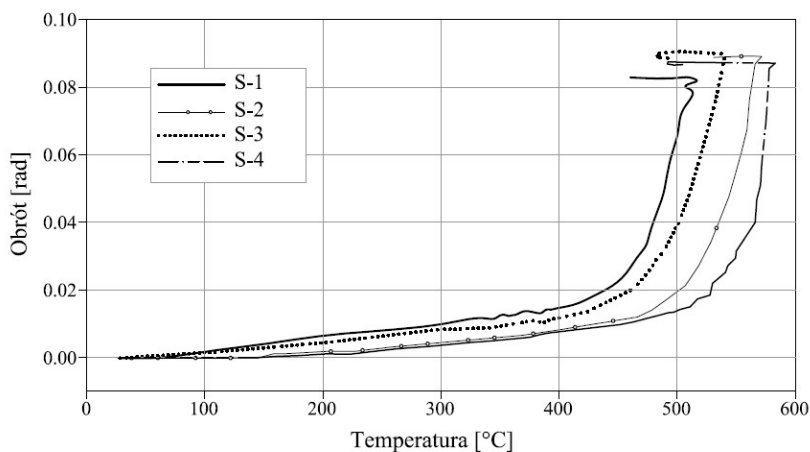
Wyniki badań analitycznych pierwszego testu przeprowadzonego w Cardington (*Gillie i in., 2001*) potwierdziły, że odpowiedź konstrukcji w głównej mierze zdominowana była przez efekty rozszerzalności cieplnej oraz, że degradacja materiału, a także obciążenia grawitacyjne miały drugorzędne znaczenie. Chcąc więc jak najbardziej realistycznie odzwierciedlić zachowanie węzłów należy wziąć pod uwagę nie tylko oddziaływanie momentu zginającego czy interakcję momentu z siłą tnącą, ale również należy uwzględnić wpływ sił podłużnych, a także wzajemne oddziaływania pomiędzy elementami konstrukcji. W związku z powyższym w badaniach doświadczalnych pojawiły się próby uwzględnienia wpływu siły osiowej w słupie na zachowanie węzła, a także sił tnącej i normalnej w ryglu.

Wpływ osiowej siły ściskającej w słupie na zachowanie węzła był przedmiotem analizy przeprowadzonej przez Blocka wraz ze współpracownikami (*Block i in., 2005*). Kontynuował on pracę prowadzoną wcześniej przez *Spyrou* z zespołem (*Spyrou i in., 2004b*) nad analizą zachowania się elementów węzła w strefie ściskania zarówno przez prowadzenie badań w wysokiej temperaturze jak i przez opracowanie modelu analitycznego dla tej strefy przy uwzględnieniu działania w słupie osiowej siły ściskającej. Badał on stalowe słupy wykonane z kształtowników 152x152x37UC obciążone zarówno siłą poprzeczną (podłużna siła generowana z rygla) jak i osiową siłą ściskającą. Procedura badawcza składała się z trzech kroków: najpierw obciążano badaną próbkę pionową siłą osiową, następnie ogrzewano ją do żądanej wartości temperatury przy niezmiennym obciążeniu osiowym, a w końcu obciążano próbkę siłą poprzeczną o narastającej wartości, aż do zniszczenia. Uzyskane wyniki potwierdziły spadek nośności wraz ze wzrostem temperatury. W przypadku niższych wartości temperatury nie zauważano jednak znaczącego wpływu siły osiowej na nośność próbek. Jedynie przy stosunkowo wysokich wartościach temperatury obserwowano wyraźniejszą redukcję nośności badanego elementu z uwagi na obecność siły podłużnej.

Badania doświadczalne węzłów z wystającą blachą czołową obciążonych siłą osiową w słupie i momentem zginającym zostały również przeprowadzone przez *W.Y. Wanga* z zespołem (*Wang W.Y. i in., 2007*). W ramach testów przebadano 4 próbki, które składały się z pojedynczego słupa, wykonanego z kształtownika H24x175x7x11, długości 3m oraz z rygla wykonanego z kształtownika H250x125x6x9 i połączonego ze słupem za pomocą blachy czołowej i 8 śrub M20. W dwóch przypadkach zastosowano blachę czołową o grubości 12mm natomiast w kolejnych dwóch blachę o grubości 16mm. Podczas badań sprawdzano również wpływ uźebrowania słupa na nośność węzłów, stąd zarówno w przypadku cieńszej jak i grubszej blachy czołowej

badano próbkę z usztywnionym słupem i próbkę bez żeber usztywniających środnik słupa. Procedura badawcza złożona była z trzech kroków. Najpierw obciążano osiowo słup oraz rygiel (pionową siłą na jego końcu) do wcześniej określonego poziomu. Następnie, przy stałym obciążeniu, ogrzewano badany węzeł zgodnie z krzywą ISO834. Ostatecznie, w momencie w którym dochodziło do zniszczenia połączenia przerywano ogrzewanie badanej próbki. Testy przeprowadzono przy poziomie obciążenia wynoszącym 20kN i 125 kN odpowiednio dla siły na końcu rygla i siły przykładanej do górnej powierzchni słupa.

W wyniku przeprowadzonych badań opracowano krzywe temperatura stali-obrót węzła (Rys. 2.5). Można zauważyć, że krzywe te charakteryzowane są przez dwa obszary. Początkowo widoczny jest prawie liniowy przyrost obrotu wraz ze wzrostem temperatury, aż do uplastycznienia jednego lub większej liczby składników węzła. Gdy zniszczenie połączenia staje się nieuchronne obrót narasta gwałtownie. Na wykresach widoczny jest także znaczny wpływ obecności żeber usztywniających środnik słupa na wartość temperatury krytycznej węzłów. Ich obecność zwiększała wartość temperatury krytycznej nawet o 50°C. Również grubość blachy czołowej wpływała na to w jakiej temperaturze dochodziło do zniszczenia węzła. Opracowane krzywe temperatura stali-obrót węzła posłużyły do walidacji modelu analitycznego utworzonego przez ten sam zespół badaczy.

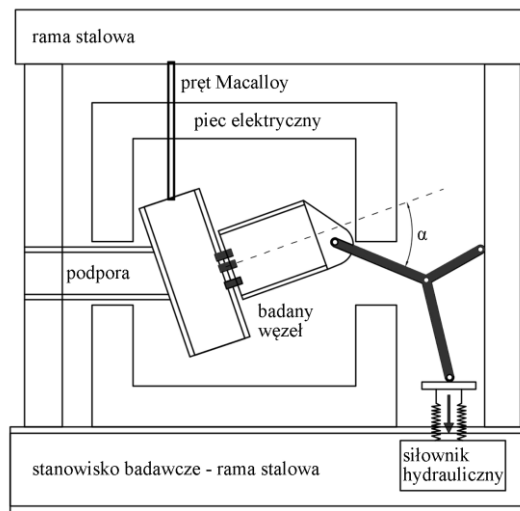


Rys. 2.5. Wykresy temperatura stali-obrót węzła otrzymane w badaniach prowadzonych przez W.Y. Wanga z zespołem (Wang W.Y. i in., 2007)

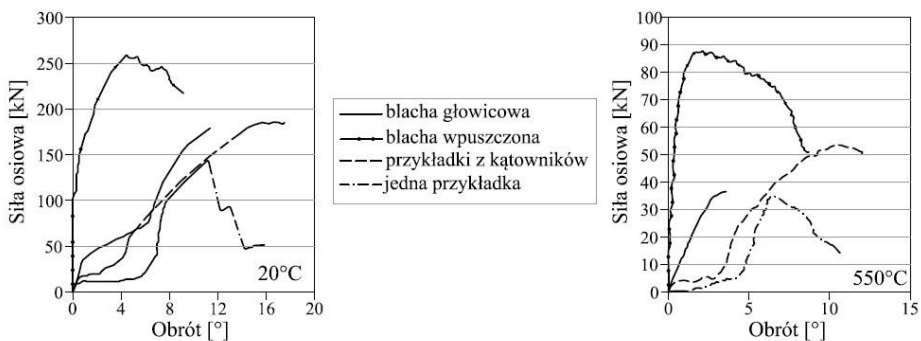
Podczas badań obserwowano różnice w rozkładzie temperatury w przekroju poprzecznym połączenia. Były one jednak na tyle małe, że do dalszych rozważań założono że rozkład temperatury w węźle jest równomierny. W trakcie badań nie obserwowano znaczących obrotów węzła w temperaturze stali nieprzekraczającej wartości 400°C. Gdy temperatura w węźle osiągała poziom 400°C pionowe ugięcie rygła narastało coraz bardziej gwałtownie. W przypadku próbek bez żeber usztywniających środnik słupa obserwowano znaczne odkształcenia w pasie słupa oraz w blasze czołowej. Jednocześnie pojawiały się znaczne odkształcenia plastyczne w rozciąganej strefie środnika słupa. Obecność żeber usztywniających środnik słupa nie wpływała znacząco na ograniczenie odkształceń w środniku, zwiększało się również uplastycznienie blachy czołowej i pasa słupa, co więcej – odkształcenia spowodowane działaniem siły ścinającej były większe niż w przypadku węzłów bez uźebrowania.

Próbie uwzględnienia w badaniach węzłów rzeczywistych sił działających na połączenie podjęto w ostatnim czasie m.in. w programie badawczym przeprowadzonym wspólnie przez uniwersytety w Sheffield i w Manchesterze. W ramach współpracy pomiędzy tymi ośrodkami naukowymi przeprowadzono badania węzłów doczołowych obciążonych momentem zginającym, siłą tnącą, a także siłą podłużną generowaną w ryglu (*Burgess i in., 2012*). Zespół badaczy z uniwersytetu w Sheffield koncentrował się na badaniach w warunkach pożaru wyizolowanych z konstrukcji węzłów. W ramach testów przebadano 4 typy węzłów: z wpuszczoną blachą czołową, z głowicową blachą czołową, z jedną przykładką na środniku rygła oraz z przykładkami z kątowników. We wszystkich przypadkach badany węzeł złożony ze słupa wykonanego z kształtownika 254x89UC oraz z rygła wykonanego z kształtownika 305x165x40UB umieszczano w piecu, gdzie słup połączony był z poziomą belką stanowiącą podporę, a 2 pręty (steżenia) połączone z górną powierzchnią słupa modelowały pełne utwierdzenie (Rys. 2.6). Węzeł ogrzewano do ustalonej wartości temperatury, a następnie w celu uzyskania złożonego stanu obciążenia koniec rygła obciążano siłą działającą pod kątem α (Rys. 2.6).

Na wykresach przedstawionych na Rys. 2.7 pokazano relacje siła-obrót uzyskane z opisywanych powyżej badań. Śledząc te wykresy łatwo można zauważyć różnicę w zachowaniu węzłów. Połączenia z blachą wpuszczoną osiągały bowiem znacznie większe obroty przy tych samych siłach, niezależnie od temperatury, w której były badane. Jednakże przy wyższych wartościach temperatury, odpowiednio 550°C i 650°C, wyraźnie malała zdolność do obrotu węzłów z głowicową blachą czołową, co najprawdopodobniej spowodowane było tym, że w czasie badania doszło do kontaktu rygła ze słupem (dolny pas rygła oparł się na pasie słupa). Największą zdolność do obrotu wykazały zaś węzły z dwiema przykładkami z kątowników, a ich charakterystyka prawie nie zmieniała się wraz z temperaturą stali.



Rys. 2.6. Badania wyizolowanych węzłów przeprowadzone na uniwersytecie w Sheffield (według Burgess i in., 2012)

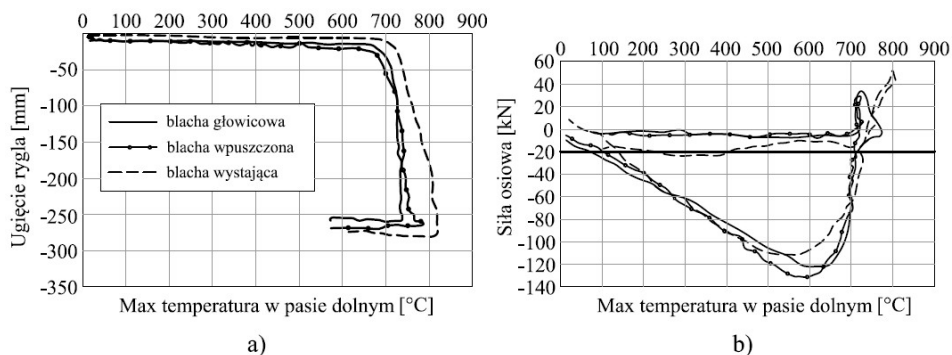


Rys. 2.7. Porównanie zachowania się w pożarze różnego typu węzłów poddanych równoczesnemu działaniu momentu zginającego, siły tnącej i siły osiowej (według Burgess i in., 2012)

Drugi zespół badaczy, na uniwersytecie w Manchesterze przeprowadził 10 testów układu ramowego, który składał się z rygla i dwóch ograniczających go słupów (Wang Y.C. i in., 2011). W trakcie testów przebadano 5 różnych typów połączeń: z jedną przykładką na środku, z dwiema przykładkami z kątowników, z wpuszczoną blachą czołową, z głowicową blachą czołową oraz z wystającą blachą czołową. Słupy mogły swobodnie odkształcać się w pionie, natomiast przesuw poziomy na ich końcach został zablokowany. Ze względu na ograniczenie wielkości pieca tylko centralne segmenty słupów (900 mm długości) zostały umieszczone w piecu. Górny pas rygla został pokryty izolacją przeciwpożarową i usztywniony w kierunku poprzecznym lekką stalową

kratownicą. Przekrój belek we wszystkich testach był taki sam – UB 178x102x19. Wykonano je ze stali S275. Zastosowano dwa profile słupów – UC 254x254x73, wykonane ze stali S355 oraz UC 152x152x23, wykonane ze stali S275, w celu zbadania wpływu wymiarów słupów na zachowanie badanego podukładu. Do połączenia belki ze słupami wykorzystano śruby i nakrętki M20 klasy 8.8. Jedynie w teście 5 zastosowano śruby i nakrętki klasy 10.9 celem uniknięcia przedwczesnego zniszczenia śrub i nakrętek przez ścięcie gwintu.

Badane węzły ogrzewano zgodnie ze standardową krzywą pożaru przy stałym obciążeniu ryglu w postaci dwóch sił skupionych o wartości 40 kN. Temperaturę elementów zwiększano aż do zniszczenia połączenia. Podczas badań mierzono temperaturę stali, wartości poziomych reakcji w słupach oraz odkształcenia słupów i ryglu. Przykładowe wyniki przeprowadzonych badań pokazano na Rys. 2.8.



Rys. 2.8. Wyniki testów przeprowadzonych przez Y.C. Wanga z zespołem (Wang Y.C. i in., 2011):
a) wartości ugięć ryglu, b) wartości siły osiowej generowanej w ryglu

W czasie testów, z uwagi na ograniczenie swobody odkształceń poziomych, w ryglu generowana była siła podłużna, której charakter wpływał na zachowanie badanej konstrukcji. Gdy siła ta wywoływała ściskanie ryglu podczas testów nie odnotowano zniszczenia żadnego elementu konstrukcji. Do awarii dochodziło jedynie w przypadku wystąpienia sił rozciągających w ryglu. Testy wykazały szereg sposobów zniszczenia ustroju, przy czym awarii ulegały głównie węzły. Do zniszczenia w ryglach dochodziło jedynie z uwagi na niewystarczającą nośność środnika na ścinanie i miało to miejsce tylko w przypadku połączeń z blachą głowicową. Mechanizmy zniszczenia obserwowane w samych węzłach obejmowały pęknięcia w spoinach lub zerwanie gwintów śrub, co spowodowane było oddziaływaniem momentów zginających w połączeniu z siłami rozciągającymi generowanymi w ryglu. W odniesieniu do niezawodności węzłów, połączenia z jedną przykładką oraz z głowicową blachą czołową okazały się bardziej kruche od pozostałych trzech typów połączeń z uwagi na kruche mechanizmy zniszczenia, takie jak pęknięcie spoiny, ścinania śrub, zniszczenie

środnika belki przy ścinaniu czy blachy czołowej, które nie pozwalają na zaistnienie efektu ciągną. Chociaż połączenia z wpuszczoną blachą czołową wykazywały dużą sztywność, zniszczenie przez zerwanie śrub nie pozwoliło na osiągnięcie wystarczającej ciągliwości, takiej, która umożliwiłaby wystąpienie w ryglu efektu ciągną. Jedynie węzły z dwiema przykładkami z kątowników oraz z wystającą blachą czołową z uwagi na dużą zdolność do odkształceń pozwoliły na wystąpienie znacznych sił rozciągających w ryglu bez awarii konstrukcji. Wnioski te w zasadzie pokryły się z wnioskami wysuniętymi przez zespół z uniwersytetu w Sheffield.

Krótki przegląd i szczegółową dyskusję na temat wybranych badań eksperymentalnych dotyczących zachowania się węzłów konstrukcji ramowych w temperaturze pożarowej zawiera praca *Maślak i Litwin (Snela), 2010a*.

2.3. Modele analityczne i numeryczne

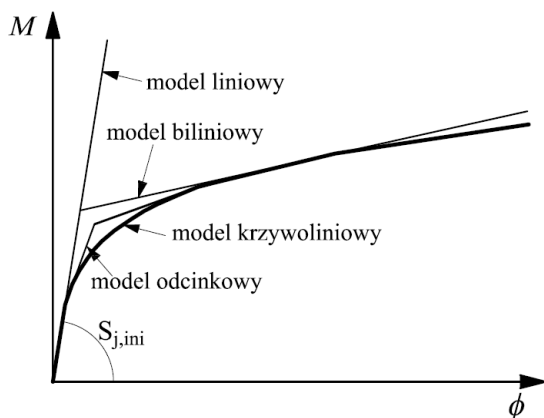
2.3.1. Uwagi ogólne

Z uwagi na wysokie koszty i dużą pracochłonność badań doświadczalnych naukowcy na całym świecie już od kilku dekad poszukują alternatywnych metod umożliwiających prognozowanie zachowania się węzłów ramowych ustrojów nośnych pod działaniem różnego typu obciążenia. Szczególnie istotne wydaje się to w przypadku testów przeprowadzanych dla warunków pożaru, gdzie wprowadzenie obciążenia temperaturą jest czynnikiem znacznie zwiększającym pracochłonność i generującym dodatkowe koszty. W swojej pracy *Nethercot i Zandonini (Nethercot i Zandonini, 1989)* zestawili szereg powszechnie przyjętych modeli analitycznych pozwalających na wyznaczenie relacji moment-obrót dla rozpatrywanego węzła. Obecnie do opisu pracy węzłów w wysokiej temperaturze najczęściej stosowane są trzy podstawowe metody analityczne: uproszczona metoda dopasowania wybranej krzywej opisowej do wyników eksperymentalnych, uogólniona metoda elementów skończonych oraz metoda składnikowa.

2.3.2. Dopasowanie wybranej relacji moment-obrót do wyników badań eksperymentalnych.

W celu uzyskania zadowalających wyników wyrażenia matematyczne wybrane do opisu zidentyfikowanych dla rozpatrywanego węzła relacji moment-obrót powinny umożliwiać opis odpowiedzi węzła w całym zakresie jego pracy. Ze względu na dużą liczbę elementów składowych w połączeniu wypadkowa reakcja węzłów na obciążenie jest zwykle skomplikowana, a towarzyszące tej reakcji relacje moment-obrót nieliniowe. Takie nieliniowe zachowanie węzła może zostać przedstawione na wiele sposobów, o różnym stopniu skomplikowania. W przypadku analizy uproszczonej zarówno modele liniowe lub biliniowe jak i bardziej złożone modele odcinkowo liniowe wydają

się wystarczająco precyzyjne do opisu pracy połączenia. Bardziej skomplikowane wyrażenia matematyczne są natomiast niezbędne do reprezentowania właściwości węzła w przypadku stosowania analizy zaawansowanej, takiej jak na przykład analiza numeryczna z wykorzystaniem metody elementów skończonych. Na Rys. 2.9 pokazano zależność moment-obrót wyznaczoną dla typowego węzła podatnego i przedstawioną za pomocą różnych modeli formalnych, z których każdy cechuje odmienna postać funkcji $M-\phi$, a więc i różna precyzja opisu zachowania węzła.



Rys. 2.9. Typowe modele formalne opisujące specyfikowaną dla węzła podatnego zależność moment-obrót

Najprostszy sposób matematycznego zapisu relacji moment-obrót ($M-\phi$) dla warunków pożaru został zaproponowany przez *El-Rimawi*'ego z zespołem (*El-Rimawi* i in., 1997). Postulują oni wykorzystanie do tego celu trójparametrycznej krzywej typu *Ramberga – Osgooda* w postaci:

$$\phi = \frac{M}{A} + 0,01 \left(\frac{M}{B} \right)^n \quad (2.1)$$

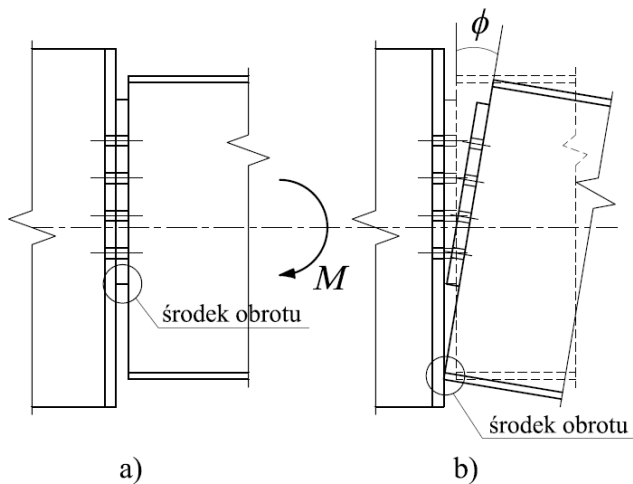
w której wielkości A , B i n są parametrami zależnymi od temperatury stali. Pierwsze dwa z nich określają odpowiednio sztywność i nośność węzła, trzeci natomiast jest parametrem kształtu. Wartości tych parametrów wyznacza się eksperymentalnie. Jest to tak zwane dopasowanie krzywej. Dla każdego testu przeprowadzanego przy stałym momencie zginającym węzeł otrzymuje się zbiór par danych „temperatura węzła-obrót węzła”. Skompletowanie zestawu testów dla różnych wartości momentu pozwala na uzyskanie zbioru krzywych kalibrowanych dla poszczególnych wartości temperatury. Krzywą (2.1) koryguje się dla węzłów z głowicową blachą czołową. W tym przypadku należy wyróżnić

dwa etapy obrotu węzła (Rys. 2.10): pierwszy – do momentu, w którym dolny pas rygla zetknie się z pasem słupa (tej chwili odpowiada moment M_1 i towarzyszący mu obrót ϕ_1 , oraz parametry A_1 , B_1, n_1 i drugi – dotyczący zachowania się węzła po tej chwili. Pierwszy etap opisuje krzywa (2.1), drugi natomiast formuła:

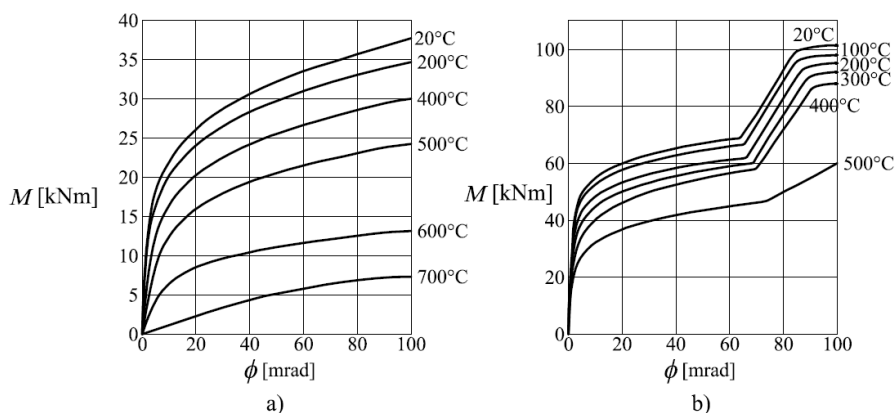
$$\phi = \phi_1 + \frac{(M - M_1)}{A_1} + 0,01 \left[\frac{(M - M_1)}{B_1} \right]^{n_1} \quad (2.2)$$

Przykładowe krzywe opracowane tą metodą dla węzłów z wpuszczoną i głowicową blachą czołową, przy różnych wartościach temperatury, pokazano na Rys. 2.11.

Wyrażenie (2.2) zostało użyte przez *Lestona-Jonesa* (*Leston-Jones, 1997*) i *Al-Jabri'ego* (*Al-Jabri, 1999*) do analitycznego modelowania pracy węzła na podstawie wyników uzyskanych w przeprowadzonych przez nich eksperymentach.



Rys. 2.10. Dwa etapy obrotu węzła z głowicową blachą czołową (według *Al-Jabri i in., 2005a*)



Rys. 2.11. Przykładowe krzywe $M - \phi$ wyznaczone na podstawie równań (2.1) i (2.2) dla węzłów: a) stalowego z wpuszczoną blachą czołową, b) zespolonego z głowicową blachą czołową (według Al-Jabri, 1999; Al-Jabri i in., 2005b)

Relacje moment-obrót utworzone przez dopasowanie wyników eksperymentalnych do zaproponowanej formuły matematycznej w prosty sposób mogą zostać zaimplementowane do analizy pracy całej konstrukcji nośnej. Niemniej jednak mogą być one stosowane wyłącznie w odniesieniu do węzłów, dla których wcześniej przeprowadzono odpowiednie testy, co znacznie ogranicza zakres ich efektywnego wykorzystania.

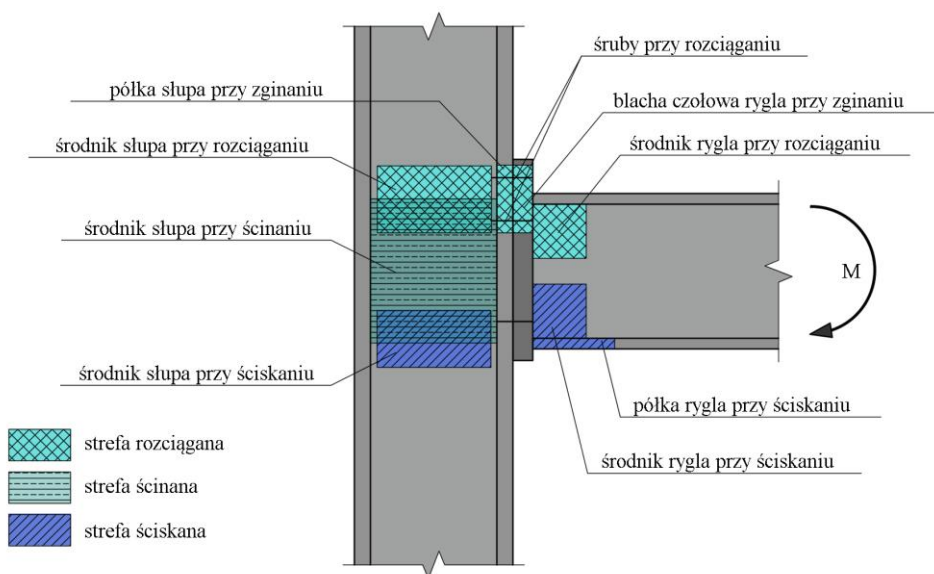
2.3.3. Metoda składnikowa

Bardziej złożone modele analityczne opisujące zachowanie podatnego węzła ramy w warunkach pożaru oparte są na uogólnieniu klasycznej metody składnikowej. Opierają się one na podziale węzła na podstawowe składniki o znanych właściwościach mechanicznych (Rys. 2.12). Każdy składnik węzła, taki jak blacha czołowa, pas słupa, śruby, etc., modelowany jest za pomocą zastępczej sprężyny o odpowiedniej charakterystyce (Rys. 2.13), a globalna sztywność węzła może zostać określona poprzez zestawianie sztywności poszczególnych składników. Dokładność tych modeli zależy w dużym stopniu od charakterystyk siła-przemieszczenie przyjętych dla poszczególnych składników, jak również od liczby rozpatrywanych składników.

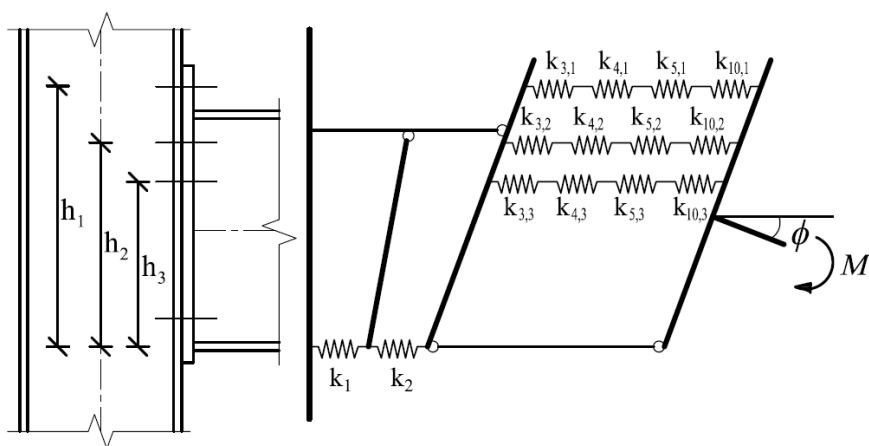
Zasady klasycznej metody składnikowej opierają się na badaniach doświadczalnych i analitycznych przeprowadzonych w latach 1974–1983 przez Zoetemeijera (Zoetemeijer, 1983). Były one następnie rozwijane przez wielu naukowców. Na szczególne wyróżnienie zasługuje tu praca Tschemmernegga i jego współpracowników z Uniwersytetu Technicznego w Innsbrucku. Opracowali oni modele mechaniczne węzłów zarówno stalowych (Tschemmernegg i Humer, 1988; Tschemmernegg i in., 1987 oraz

Tschemmernegg i in., 1989) jak i zespolonych stalowo-betonowych (*Tschemmernegg i in.*, 1994; *Tschemmernegg i in.*, 1995). Niezależnie od autorów wymienionych powyżej *Jaspart*, bazując na wynikach badań doświadczalnych, opracował klasyczne zasady projektowania węzłów podatnych w podstawowej sytuacji projektowej (*Jaspart*, 1991; *Jaspart*, 1997).

W latach dziewięćdziesiątych ubiegłego wieku, w ramach międzynarodowego projektu badawczego *COST C1 (Control of the semi-rigid behaviour of civil engineering structural connections)* przeprowadzono obszerne badania dotyczące modelowania zachowania wyizolowanych z konstrukcji węzłów (bez uwzględniania wpływu siły osiowej) w warunkach temperatury pokojowej za pomocą metody składnikowej. Rezultaty tych badań stanowiły podstawę metody projektowania i analizy węzłów rekomendowanej do stosowania w normie EN 1993-1-8.



Rys. 2.12. Typowe składniki węzła typu rygiel-słup uwzględniane w metodzie składnikowej



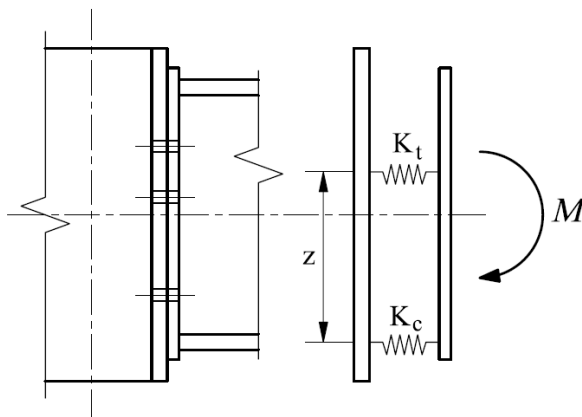
Rys. 2.13. Przykładowy model ideowy węzła z wystającą blachą czołową stosowany w metodzie składnikowej (według rekomendacji normy PN-EN 1993-1-8)

Po zakończeniu projektu COST C1 prowadzono dalsze badania. Zostały one opisane w pracach *da Silva* z zespołem (*da Silva i in.*, 2000; *da Silva i in.*, 2002; *da Silva i Coelho*, 2001a). Skoncentrowano się w nich na analizie zdolności do odkształceń wybranych składników węzłów. *Faella* z zespołem opracował program pozwalający na wyznaczenie zależności moment-obrót stalowych węzłów spawanych, a także węzłów śrubowych z blachą czołową oraz z przykładkami na kątowniki, wydał również monografię podsumowującą prace badawcze dotyczące zachowania węzłów podatnych tego typu (*Faella i in.*, 2000). Z kolei mechaniczny model pozwalający na uwzględnienie zarówno momentu zginającego jak i siły podłużnej generowanej w ryglu opracowany został przez *da Silvę* wraz ze współpracownikami (*da Silva i Coelho*, 2001b; *da Silva i in.*, 2004), jak również, częściowo niezależnie, przez *Urbonasa i Daniūnasa* (*Urbonas i Daniūnas*, 2005; *Urbonas i Daniūnas*, 2006), *Sokoła* z zespołem (*Sokol i in.*, 2002) oraz *del Savio* z zespołem (*del Savio i in.*, 2009). *Bayo* ze współpracownikami (*Bayo i in.*, 2006) zaproponował udoskonalenie modelu zawartego w normie EN 1993-1-8 przez wprowadzenie do analizy skończonego czterowęzłowego elementu węzłowego o sprężysto-plastycznej charakterystyce. Element ten uwzględniał rzeczywistą wielkość węzła, jego odkształcenia, w tym również odkształcenia panelu środkowego słupa, lokalne niestateczności oraz wszystkie siły wewnętrzne, które potencjalnie mogą pojawić się w węźle.

W przypadku oddziaływania temperatury pożarowej sztywność i nośność węzła ulegają stopniowej degradacji wraz ze wzrostem temperatury jego składników. Modele oparte na metodzie składnikowej umożliwiają uwzględnienie tych zmian, a także zamodelowanie dowolnego rozkładu temperatury przez przydzielenie każdemu składnikowi indywidualnego profilu temperatura-szywność.

Pomimo popularności metody składnikowej wykorzystujące tę metodę modele opisujące zachowanie węzłów w temperaturze pożarowej są nadal nieliczne. Pierwsze analizy zachowania węzłów w temperaturze pożarowej zostały przeprowadzone przez *Lestona-Jonesa* (*Leston-Jones, 1997*), który modelował odpowiedź stalowych i zespolonych węzłów z wpuszczoną blachą czołową. Zaproponowany przez niego model analityczny oparty był o istniejące modele opracowane wcześniej dla temperatury pokojowej. Uwzględniano w nich dodatkowo redukcję właściwości mechanicznych stali obserwowaną w temperaturze pożarowej. Jednakże czynniki zależne od czasu, takie jak rozszerzalność cieplna czy pełzanie termiczne, zostały pominięte w rozważaniach. W celu uproszczenia procedury obliczeniowej składniki strefy rozciąganej zostały zastąpione jedną zastępczą sprężyną. Porównanie uzyskanych rezultatów z wynikami przeprowadzonych badań doświadczalnych wykazało względnie dobrą zgodność, ale tylko w przypadku węzłów stosowanych w konstrukcjach czysto-stalowych.

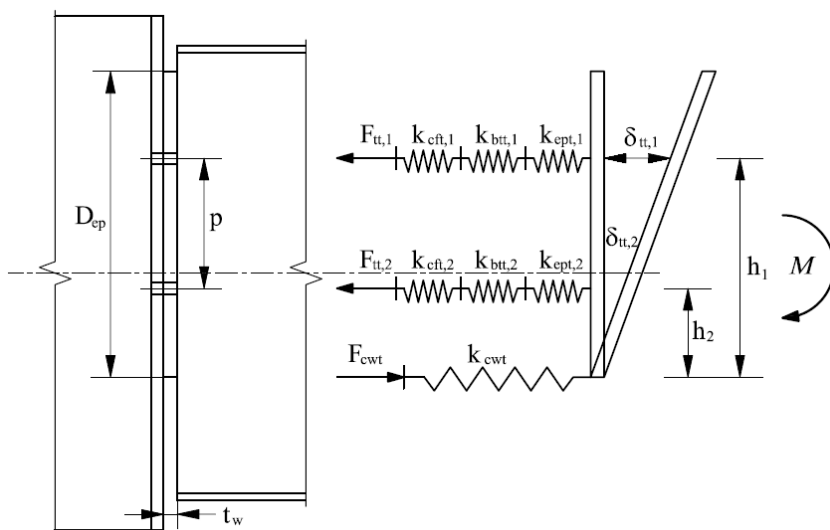
Spyrou, kontynuując pracę *Lestona-Jonesa*, opracował modele analityczne strefy ściskanej i rozciąganej węzła dla oddziaływania temperatury pożarowej, które następnie zweryfikował konfrontując je z wynikami przeprowadzonych przez siebie badań doświadczalnych (*Spyrou i in., 2004a; Spyrou i in., 2004b*). Te częściowe modele opracowane dla poszczególnych stref zostały w końcu zaimplementowane do modelu formalnego specyfikowanego dla całego węzła. W modelu *Lestona-Jonesa* węzeł typu rygiel-słup zastąpiony został dwoma sztywnymi prętami, połączonymi za pomocą dwu sprężyn o charakterystyce nieliniowej, symulujących pracę strefy rozciąganej i ściskanej (Rys. 2.14) (*Spyrou, 2002*).



Rys. 2.14. Schematyzacja modelu ideowego węzła według *Spyrou* (*Spyrou, 2002*)

Podobny model oparty na metodzie składowej zaproponowany został przez *da Silvē* z zespołem (*da Silva i in., 2001*). Model ten ograniczony był co prawda tylko do stalowych węzłów z wpuszczoną blachą czołową jednakże dobrze korelował z wynikami badań doświadczalnych dostępnymi w literaturze przedmiotu.

Model utworzony przez *Al-Jabri'ego* z zespołem, dyskutowany w pracy *Al.-Jabri i in., 2005a*, dotyczył węzłów doczołowych na śruby z głowicową blachą czołową (Rys. 2.15). Wyróżniono w nim następujące składniki: w strefie rozciąganej (*tension – t*) węzła - blachę czołową (*end-plate – ept*), śruby (*bolts – btt*), półkę słupa (*column flange – cft*), natomiast w strefie ściskanej (*compression – c*) – panel środknika słupa (*column web – cwt*). Założono dwa rzędy śrub pracujących w strefie rozciąganej.



Rys. 2.15. Model ideowy węzła z głowicową blachą czołową stosowany w metodzie składowej (według *Al.-Jabri i in., 2005a*)

Na globalną sztywność obrotową węzła S_{Ct} składała się sztywność S_{tt} generowana w jego strefie rozciąganej oraz sztywność S_{cc} związana ze strefą ściskaną. W praktyce sumowane są podatności, a zatem zachodzi:

$$\frac{1}{S_{Ct}} = \frac{1}{S_{tt}} + \frac{1}{S_{cc}} \quad (2.3)$$

Jeżeli przez z oznaczyć początkową odległość pomiędzy środkiem obrotu węzła a położeniem zastępczej sprężyny sumującej pracę wszystkich składników w jego strefie rozciąganej, to zachodzi:

$$S_{tt} = K_{eqt} z^2 \quad S_{cc} = K_{cwc} z^2 \quad (2.4)$$

Wielkość K_{eqt} jest tu miarą zastępczej sztywności całej strefy rozciąganej węzła. Wartość K_{eqt} zgodnie z normą *PN-EN 1993-1-8*, przy więcej niż jednym rzędzie śrub rozciąganych, wyznacza się z zależności:

$$K_{eqt} = \frac{\sum_r (K_{tt,r} h_r)}{z} \quad \text{gdzie} \quad z = \frac{\sum_r (K_{tt,r} h_r^2)}{\sum_r (K_{tt,r} h_r)} \quad (2.5)$$

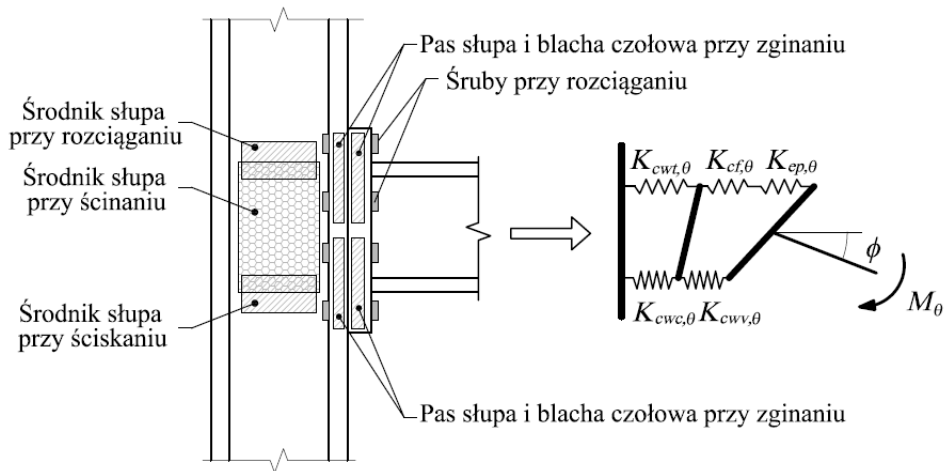
Sztywność $K_{tt,r}$ jest tu sztywnością liczoną dla r -tego rzędu śrub, natomiast h_r oznacza odległość od środka obrotu węzła do tego rzędu. Na sztywność $K_{tt,r}$ składają się sztywności blachy czołowej (ept), dwóch pasów słupa (cft) i samych śrub (btt), tak że:

$$\frac{1}{K_{tt,r}} = \frac{1}{K_{ept}} + \frac{1}{2K_{cft}} + \frac{1}{N_{bt} K_{btt}} \quad (2.6)$$

gdzie N_{bt} jest liczbą śrub zastosowanych w r -tym rzędzie.

Porównanie wyników uzyskanych dla węzłów konstrukcji stalowych za pomocą prezentowanego modelu formalnego z rezultatami badań doświadczalnych wykazało dobrą zgodność, szczególnie w sprężystej fazie pracy węzłów. Również przewidywany poziom degradacji sztywności i nośności węzłów dość dobrze odpowiadał wynikom badań eksperymentalnych.

Alternatywny model obliczeniowy, zbudowany na podobnej zasadzie dla doczołowych węzłów śrubowych z wystającą blachą czołową, został zaproponowany przez W.Y. Wanga z zespołem (*Wang W.Y. i in., 2007*). Jak wynika z Rys. 2.16, na którym zaprezentowano ideowy model węzła, zginany pas słupa reprezentowany jest przez pojedynczą sprężynę o charakterystyce K_{cft} , zaś zginana blacha czołowa modelowana jest za pomocą sprężyny o charakterystyce K_{ept} . Pracę składników strefy ściskanej, rozciąganej, ścinanej odzwierciedlają sprężyny o charakterystyce odpowiednio: K_{cwcT} , K_{cwtT} , K_{cwtT} . Indeks T oznacza, iż podane wielkości odnoszą się do warunków temperatury pożarowej.



Rys. 2.16. Model węzła postulowany przez W.Y. Wanga z zespołem (Wang W.Y. i in., 2007)

Wychodząc z założenia, że w początkowej fazie sprężystej przemieszczenie węzła w temperaturze θ (Δ_θ) może zostać wyznaczone jako suma przemieszczeń poszczególnych składników węzła, W.Y. Wang z zespołem podał zależność pozwalającą na wyznaczenie globalnej sztywności obrotowej węzła w temperaturze θ ($K_{1,\theta}$):

$$K_{1,\theta} = \frac{(h_b - t_{fb})^2}{\frac{1}{K_{cf,\theta}} + \frac{1}{K_{ep,\theta}} + \frac{1}{K_{cwc,\theta}} + \frac{1}{K_{cwt,\theta}} + \frac{1}{K_{cww,\theta}}} \quad (2.7)$$

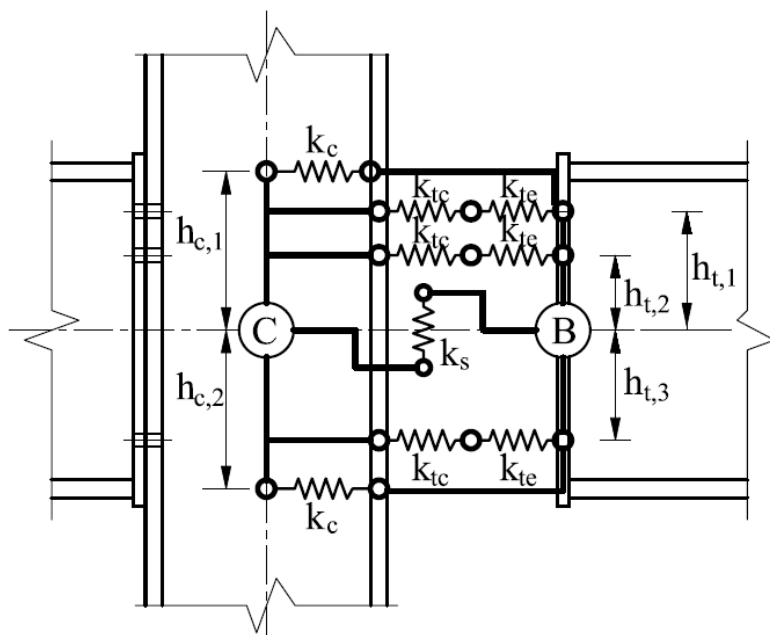
w której:

h_b – wysokość przekroju rygła

t_{fb} – grubość pasa rygła.

Nieco bardziej złożony model węzła został opracowany przez Blocka (Block i in., 2006). Zaprezentowano go na Rys. 2.17. Wszystkie sprężyny, z wyjątkiem sprężyny opisującej ścinanie (o charakterystyce k_s) rozmieszczono tu w osiach śrub. Strefa rozciągana węzła modelowana jest przez dwa połączone szeregowo króćce teowe. Pierwszy – odzwierciedlany przez rozciągane sprężyny o charakterystyce k_{tc} – symuluje działanie śrub i zginanej półki słupa, drugi natomiast – zapisany przez rozciągane sprężyny charakteryzowane przez podatność k_{te} – interakcję działania śrub z blachą czołową rygła. Z drugiej strony, ściskanie panelu środka słupa odwzorowują sprężyny o charakterystyce k_c .

Na obecnym etapie badań pionowa sprężyna (odwzorowująca ścinanie) modelowana jest jak dotąd, jako połączenie w pełni sztywne, niemniej jednak uwzględnienie jej podatności w zasadzie nie stwarza już trudności natury formalnej. W modelu tym nie rozpatruje się wpływu strefy ścinanej panelu środnika słupa, co w zasadzie ogranicza jego zastosowanie do węzłów z równymi momentami zginającymi przejmowanymi z rygli po lewej i prawej stronie słupa.



Rys. 2.17. Alternatywny model węzła doczołowego z wpuszczoną blachą czołową (według Block i in., 2006)

Wśród dostępnych modeli opisujących zachowanie węzłów w warunkach pożaru warto zwrócić uwagę na te, które dotyczą składników węzła nieujętych w normie PN-EN 1993-1-8. Sarraj (Sarraj, 2007) opracował na tym polu model blachy czołowej oraz środnika belki dla węzłów z pojedynczą przykładką na środniku belki. Uwzględnił w nim docisk i tarcie pomiędzy tymi elementami, a także ścinanie śrub. Yu z zespołem (Yu i in., 2009b) zbudowali formalny model pracy połączeń z dwiema przykładkami wykonanymi z kątowników. Model ten uwzględniał pracę przykładek przy zginaniu, a także pozwalał ocenić odkształcalność poszczególnych składników węzła. Qian ze współpracownikami (Qian i in., 2009) zaproponował model węzła z wystającą blachą czołową. Wprowadził w nim jako „nowe” składniki środnik rygla oraz środnik słupa przy ścinaniu, jednakże w swojej analizie nie uwzględnił zdolności wyszczególnionych przez siebie składników węzła do odkształceń.

2.3.4. Metoda elementów skończonych (MES)

W metodzie elementów skończonych węzeł dzielony jest na dużą liczbę powłokowych lub bryłowych elementów o skończonych rozmiarach, które są zdolne do reprezentowania dokładnej geometrii i materiału połączenia. Tak utworzony model MES jest następnie rozwiązywany numerycznie względem przyłożonych sił, temperatury i warunków brzegowych. W wyniku przeprowadzonej analizy (niejako „na wyjściu”) otrzymuje się wartości naprężeń, odkształceń oraz sił wewnętrznych generowanych na styku analizowanych powierzchni. W oparciu o te informacje możliwa jest predykcja pełnej nieliniowej odpowiedzi węzła na przyłożone do niego obciążenie. Dzięki zastosowaniu metody elementów skończonych możliwy jest szczegółowy wgląd w zidentyfikowane w ten sposób pola naprężeń i odkształceń. Czyni się to na ogół w sposób znacznie dokładniejszy niż jest to możliwe do uzyskania w przypadku badań eksperymentalnych, zwłaszcza tych prowadzonych w warunkach ekspozycji na temperaturę pożarową. Jednakże efektywne wykorzystanie tej metody do szacowania realnej odporności pożarowej analizowanego ustroju nośnego wydaje się stosunkowo skomplikowane. Wymaga bowiem bardzo starannej specyfikacji zastosowanego modelu węzła.

Metoda elementów skończonych była i jest szeroko stosowana w celu opisania odpowiedzi węzłów na przyłożone do nich obciążenia zewnętrzne (oddziaływania) w podstawowej sytuacji projektowej. Trzeba jednak przyznać, że modele MES specyfikowane dla oddziaływania temperatury pożarowej są wciąż jeszcze raczej rzadko wykorzystywane w praktyce. Jako pierwszy metodę elementów skończonych do modelowania zachowania węzłów w pożarze wykorzystał Liu (Liu, 1996). Opracował on na tym polu program *FEAST*, z pomocą którego badał zachowanie różnych typów połączeń eksponowanych na oddziaływanie temperatury pożarowej. Rygiel, słup, blacha czołowa oraz śruby modelowane były przy tym za pomocą 8-węzłowych elementów powłokowych (4 węzły w narożach oraz 4 w środku każdego z czterech boków elementu). Model ten uwzględniał plastyczność materiału, redukcję ze wzrostem temperatury wytrzymałości i sztywności poszczególnych składników węzła, niejednorodną rozszerzalność cieplną specyfikowaną dla tych elementów a także duże odkształcenia generowane termicznie i spowodowane przez nie odpowiednio duże deformacje. Charakterystyki naprężenie-odkształcenie-temperatura zostały przyjęte na podstawie wartości uzyskanych niezależnie, z badań eksperymentalnych. Liu skupił przy tym swoją uwagę na szczegółowej analizie wpływu zginania na zachowanie węzła w pożarze. W swoich rozważaniach nie uwzględniał jednak tak zwanego efektu ciągu (*catenary action*).

Spyrou zastosował program *ANSYS* do modelowania zachowania króćców teowych w warunkach ich ekspozycji na temperaturę pożarową (Spyrou, 2002). Najpierw za pomocą elementów płaskich (model 2D) symulował pracę $\frac{1}{4}$

pojedynczego króćca teowego, wykorzystując jego symetryczny układ. W wyniku przeprowadzonych badań doszedł jednak do wniosku, że wyniki modelowania dwuwymiarowego są niewiarygodne i zasugerował wykorzystanie na tym polu modelowania trójwymiarowego. W celach porównawczych przeprowadził odpowiadające sobie analizy prowadzone zarówno w 2D jak i w 3D dla obciążonego poprzecznie stalowego słupa wykonanego z przekroju UC203x203x46, a następnie porównał uzyskane wyniki z rezultatami prowadzonych przez siebie badań doświadczalnych. W rezultacie tego typu rozważań ustalił, że nośność w pożarze ściskanego środника słupa jest zasadniczo kontrolowana przez rozwój generowanej w nim strefy plastycznej, natomiast jego niesprężyste wyboczenie stanowi jedynie efekt wtórny.

Al-Jabri z zespołem (Al-Jabri i in., 2006) za pomocą programu ABAQUS przeprowadził symulację pracy w pożarze połączeń z wpuszczoną blachą czołową. W swoich badaniach wykorzystał ogólną analizę statyczną w programie ABAQUS, a także ośmiowęzłowe elementy bryłowe typu C3D8R. Siatka MES została zagęszczona w obszarze węzła, a pomiędzy śrubą a otworem na śrubę wprowadzono 1mm luzu. W celu zapobieżenia problemom ze zbieżnością zastosowano kontakt międzypowierzchniowy (*surface to surface*) z opcją *small sliding*. Właściwości materiałowe zaczerpnięto z normy EN 1993-1-2, uwzględniając ich redukcję w temperaturze pożarowej. Zastosowany model posłużył do identyfikacji relacji moment-obrót dla analizowanych węzłów. Wyniki symulacji były bardzo zbliżone do wyników badań eksperymentalnych. Jednakże w analizie wzięto pod uwagę wyłącznie wyizolowane węzły obciążone stałym momentem zginającym.

Sarraj z zespołem (Sarraj i in., 2007) wykorzystał program ABAQUS do zbudowania modelu formalnego opartego na metodzie elementów skończonych opisującego zachowanie się zarówno w pożarze jak i w temperaturze pokojowej połączeń z pojedynczą przykładką na środniku. W modelu tym wykorzystano ośmiowęzłowe elementy bryłowe typu C3D8I. Zastosowano przy tym zagęszczoną siatkę w strefie połączenia, zaś otwór na śrubę był o 2 mm większy od średnicy śruby. W celu odwzorowania kształtu i właściwości blachy czołowej oraz środnika i pasa belki zastosowano trzy warstwy elementów skończonych. Założono, że słup jest sztywny. Dla powierzchni stykających się ze sobą wybrano opcję kontaktu *surface to surface contact with small sliding*. Dane uzyskane z analizy MES zostały następnie zweryfikowane przez porównanie ich z wynikami uzyskanymi z badań doświadczalnych.

W przeciwieństwie do innych badaczy, którzy w swojej analizie wykorzystali klasyczną analizę statyczną, Yu z zespołem (Yu i in., 2008) przeprowadził symulacje numeryczne stalowych połączeń śrubowych ekspozowanych na działanie temperatury pożarowej za pomocą oprogramowania ABAQUS/Explicit Dynamic Analysis. Problem ze zbieżnością, który zawsze był dużym utrudnieniem w typowej analizie statycznej, w analizie dynamicznej nie stanowił istotnego ograniczenia. Wyniki symulacji pokrywały się w dużym

stopniu z rezultatami uzyskanymi za pomocą analizy statycznej oraz z wynikami badań doświadczalnych. Dodatkowo przeprowadzono analizę wpływu na uzyskane wyniki szybkości obciążenia i wielkości oczek siatki. Pokazano przy tym że analizę dynamiczną można wykorzystać w symulacji problemu quasi-statycznego przez kontrolę szybkości obciążenia, zaś odpowiedź konstrukcji nie będzie wrażliwa na wielkość oczek siatki, chyba że do wykorzystania zaproponuje się siatkę bardzo rzadką. Trzeba jednak zauważyć, że analiza dynamiczna z jawnym schematem całkowania (*explicit dynamic analysis*) jest jednak procesem niezwykle czasochłonnym, ze względu na bardzo mały przyrost czasu który może zostać użyty w procesie iteracyjnym. Co więcej, trudno jest ustalić odpowiedni przedział czasowy dla pojedynczego kroku iteracji.

Yu ze współpracownikami (Yu i in., 2009a) wykorzystał później uogólnione przez siebie podejście do analizy metodą elementów skończonych do zbudowania modelu formalnego symulującego zachowanie się w pożarze połączeń z przykładkami wykonanymi z kątowników. W modelu tym zastosował on ośmiowęzłowe elementy bryłowe typu C3D8R. Styczność pomiędzy elementami konstrukcyjnymi odwzorowano stosując tak zwany *surface to surface contact with finite sliding*). Właściwości materiałowe stali i śrub ustalono przy tym w oparciu o dane testowe zaczerpnięte z pracy Hu z zespołem (Hu i in., -2007a).

Lee z zespołem (Lee i in., 2011) pracując w środowisku programu ABAQUS opracował model MES w oparciu o ośmiowęzłowe elementy bryłowe typu C3D8I. Do cech charakterystycznych modelu należały: zagęszczona siatka w strefie połączenia, 3 mm luzu pomiędzy trzpieniem śruby a otworem na śrubę, wstępnie sprężone śruby, *surface to surface contact with small sliding*, zmiana współczynnika tarcia wobec wzrastającej temperatury stali oraz wykorzystanie tak zwanej funkcji *tie function* specyfikowanej w środowisku ABAQUS do odwzorowywania spoiny.

Lou i G.Q. Li (Lou i Li G.Q., 2006) do modelowania pracy w pożarze dwustronnych węzłów z wystającą blachą czołową zastosowali program ANSYS. W obliczeniach wykorzystana została analiza sekwencyjna. Oznacza to, że najpierw przeprowadzono analizę czysto termiczną, a następnie statyczną analizę strukturalną. Zaproponowany model numeryczny uwzględniał: zależną od temperatury rozszerzalność cieplną stali, geometryczną nieliniowość, zależne od temperatury nieliniowe zachowanie się materiału, wstępne sprężenie śrub, a także funkcję *surface to surface contact*. Osiągnięta została bardzo dobra zgodność z uzyskanymi niezależnie wynikami badań eksperymentalnych.

Dai z zespołem (Dai i in., 2010) opracowali model numeryczny MES symulujący testy ogniowe układu ramowego przeprowadzone wcześniej przez Y.C. Wanga ze współpracownikami (Wang Y.C. i in., 2011). Do budowy zaproponowanego przez siebie modelu cytowani powyżej autorzy wykorzystali bryłowe elementy typu C38DR, przy czym kontakt pomiędzy sąsiadującymi elementami modelowany był jako *surface to surface with small sliding*. Właściwości materiałowe dla stali konstrukcyjnej eksponowanej na temperaturę

pożarową przyjęte zostały zgodnie z rekomendacją normy *EN 1993-1-2*, z wyjątkiem śrub dla których założono współczynnik redukcyjny redukujący granicę plastyczności stali z której zostały wykonane zaproponowany przez Kirby'ego (Kirby, 1995). Obliczenia przeprowadzono w zakresie geometrycznie nieliniowym z wykorzystaniem przyrostowo-iteracyjnej metody *Newtona-Raphsona*. Uzyskane rezultaty wykazały dobrą zgodność ze zgromadzonymi wcześniej wynikami badań eksperymentalnych.

Analiza termo-sprężysto-plastyczna stanu nośności prętowych konstrukcji stalowych za pomocą MES była również przedmiotem badań prowadzonych przez Laskowską (Laskowska, 2002). Opracowała ona program TASGRAM do termo-sprężysto-plastycznej analizy stalowych układów ramowych o przekrojach dwuteowych, pozwalający na wyznaczenie ich ognioodporności przy założonym równomiernym rozkładzie temperatury na długości elementów i uwzględnieniu niejednorodnej temperatury wzdłuż wysokości ich przekrojów poprzecznych.

3. Alternatywne metody identyfikacji charakterystyk moment-obrót odniesione do warunków pożaru

3.1. Charakterystyka moment-obrót dla warunków pożaru budowana na podstawie analogicznej relacji odniesionej do podstawowej sytuacji projektowej

3.1.1. Relacja moment- obrót specyfikowana w trwałej sytuacji obliczeniowej

Modele opisujące zachowanie węzłów konstrukcji ramowych w trwałej sytuacji obliczeniowej są już dość liczne i umożliwiają modelowanie ich pracy zarówno w sposób uproszczony jak i bardziej zaawansowany. Istnieją więc stosunkowo dobrze zweryfikowane biblioteki charakterystyk odniesionych do różnego rodzaju węzłów. Chcąc wyznaczyć charakterystykę węzła dla warunków pożaru naturalnym wydaje się być postawienie sobie pytania czy można tak przekształcić znaną a priori relację moment-obrót, uzyskaną dla temperatury pokojowej, żeby w sposób wiarygodny opisywała ona zachowanie węzła w temperaturze pożarowej. W dalszych rozważaniach przedstawiono proponowane przez autorkę (*Maślak i Snela, 2013a; Maślak, Pazdanowski, Snela, 2015a*) kolejne kroki prowadzące do uzyskania poszukiwanych krzywych moment-obrót przypisanych do badanego węzła dla warunków pożaru na podstawie odpowiednich relacji uzyskanych wcześniej z analizy węzła w podstawowej sytuacji projektowej.

Parametry charakterystyk węzła opisujących jego zachowanie w podstawowej sytuacji projektowej i będących podstawą do budowy alternatywnych krzywych specyfikowanych dla warunków pożaru wyznacza się z reguły w oparciu o algorytm klasycznej metody składnikowej. Zastosowanie typowego podejścia opartego na metodzie składnikowej pozwala na oszacowanie początkowej sztywności S_1 oraz skojarzonego z tą sztywnością granicznego obrotu węzła ϕ_1^y z zależności:

$$S_1 = S_{j,ini} = \frac{E \cdot z^2}{\sum_{i=1}^n \frac{1}{k_i}} \quad (3.1)$$

$$\phi_1^y = \frac{M_1^y}{S_1} \quad (3.2)$$

gdzie:

E – moduł sprężystości podłużnej stali,

z – ramię efektywnego momentu zginającego węzeł,

M_1^y – graniczny moment plastyczny wyznaczony dla sztywności S_1 ,

k_i – współczynniki będące miarą podatności i -tego składnika węzła, w tym w szczególności: ścinanego środka słupa (*cws*), ściskanych – środka słupa (*cwc*), pasa i środka ryglu (*bfc*), zginanego pasa słupa (*cft*) i blachy czołowej ryglu (*ept*), rozciąganych – środka słupa (*cwt*), środka ryglu (*wbt*) i śrub w połączeniu doczołowym ryglu ze słupem (*btt*).

Podatność poszczególnych składników węzła modelują zastępcze sprężyny, których wynikowy rozstaw determinuje wielkość z . Sztywność początkowa nie wystarcza jednak do pełnego opisu zachowania się węzła pod obciążeniem. Pożądane jest utworzenie charakterystyki odtwarzającej potencjalne sprężysto – plastyczne zachowanie węzła. Przyjmuje się wtedy, że zmiana kąta nachylenia tej charakterystyki względem osi poziomej na wykresie moment-obrót następuje każdorazowo po osiągnięciu granicy plastyczności w kolejnej sprężynie modelującej wpływ kolejnego składnika węzła. W efekcie następujących po sobie uplastycznień, po uplastycznieniu $s + 1$ składnika węzła, zachodzi (Rys. 3.1):

$$\phi_s^y = \frac{M_s^y}{S_s} \quad (3.3)$$

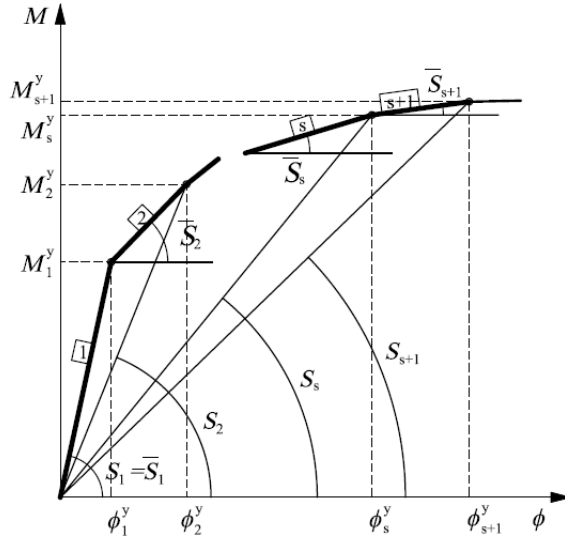
$$\bar{\phi}_{s+1}^y = \phi_{s+1}^y - \phi_s^y \quad (3.4)$$

co daje redukcję sztywności po uplastycznieniu $s + 1$ składnika węzła oraz przyrost zdolności do obrotu równe:

$$\bar{S}_{s+1} = \frac{M_{s+1}^y - M_s^y}{\bar{\phi}_{s+1}^y} \Rightarrow \bar{\phi}_{s+1}^y = \frac{M_{s+1}^y - M_s^y}{\bar{S}_{s+1}} \quad (3.5)$$

a zatem sztywność S_{s+1} można wyznaczyć z zależności:

$$S_{s+1} = \frac{M_{s+1}^y}{\phi_{s+1}^y} = \frac{M_{s+1}^y}{\phi_s^y + \bar{\phi}_{s+1}^y} \quad (3.6)$$



Rys. 3.1. Zależność moment – obrót określona dla węzła w trwałej sytuacji obliczeniowej (według da Silva i in., 2001b)

W rezultacie, przy $s=1,...,n$, formuły (3.1) i (3.2) przekształcają się do postaci:

$$\bar{S}_{s+1} = \frac{E \cdot z^2}{\left(\sum_{i=1}^s \frac{1}{k_i^{pl}} + \sum_{i=s+1}^n \frac{1}{k_i^{el}} \right)} \quad (3.7)$$

$$\bar{\phi}_{s+1}^y = \frac{(M_{s+1}^y - M_s^y)}{E \cdot z^2} \left(\sum_{i=1}^s \frac{1}{k_i^{pl}} + \sum_{i=s+1}^n \frac{1}{k_i^{el}} \right) \quad (3.8)$$

Zręby takiego rekurencyjnego podejścia podano w pracach (da Silva i in., 2001a oraz da Silva i in., 2001b).

3.1.2. Transformacja zależności moment-obrót do wyjątkowej sytuacji obliczeniowej pożaru rozwiniętego

W pożarze rozwiniętym na skutek ekspozycji ogniowej redukcji ulega zarówno granica plastyczności stali jak i określony dla tego materiału moduł sprężystości podłużnej. Stopień tej redukcji wyrażają współczynniki zaczerpnięte z normy PN-EN 1993-1-2, odpowiednio $k_{y,\theta}$ i $k_{E,\theta}$. Uogólnienie podejścia opisanego zależnościami (3.1) do (3.8) daje zatem zredukowaną początkową sztywność obrotową:

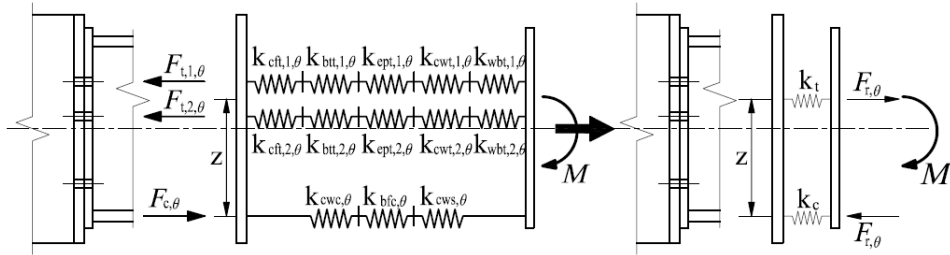
$$S_{1,\theta} = \frac{k_{E,\theta} E \cdot z^2}{\sum_{i=1}^n \frac{1}{k_i}} = k_{E,\theta} S_1 \quad (3.9)$$

czyli redukcji ulega również sztywność $S_{s,\theta}$:

$$S_{s,\theta} = k_{E,\theta} S_s \quad (3.10)$$

Ponadto, jeśli siła w pojedynczej zastępczej sprężynie wynosi $F_{i,\theta}$ (po sprowadzeniu całego złożonego układu sprężyn do pary dwóch sił, ściskającej i rozciągającej, wartość ta zamienia się na $F_{r,\theta}$ (Rys. 3.2), to zachodzi:

$$M_\theta = F_{r,\theta} z = k_{y,\theta} M \quad (3.11)$$



Rys. 3.2. Sprowadzenie złożonego układu sprężyn do pary sił

Redukcji ulega również siła w zastępczej sprężynie:

$$F_{i,\theta}^y = k_{y,\theta} F_{i,20}^y \quad (3.12)$$

a zatem także nośność całego węzła:

$$M_{s,\theta}^y = k_{y,\theta} M_{s,20}^y \quad (3.13)$$

Stąd zdolność wężła do obrotu w warunkach pożaru można wyznaczyć z zależności:

$$\phi_{1,\theta}^y = \frac{M_{1,\theta}^y}{S_{1,\theta}} = \frac{k_{y,\theta}}{k_{E,\theta}} \phi_{1,\theta}^y \quad (3.14)$$

$$\phi_{s,\theta}^y = \frac{k_{y,\theta}}{k_{E,\theta}} \phi_{s,20}^y \quad (3.15)$$

a przyrost zdolności do obrotu generowany przez uplastycznienie kolejnego składnika podobnie jak w przypadku podstawowej sytuacji projektowej ze wzoru:

$$\bar{\phi}_{s+1,\theta}^y = \phi_{s+1,\theta}^y - \phi_{s,\theta}^y \quad (3.16)$$

W konsekwencji redukcja sztywności obrotowej wężła wyniesie:

$$\bar{S}_{s+1,\theta} = \frac{M_{s+1,\theta}^y - M_{s,\theta}^y}{\bar{\phi}_{s+1,\theta}^y} \Rightarrow \bar{\phi}_{s+1,\theta}^y = \frac{M_{s+1,\theta}^y - M_{s,\theta}^y}{\bar{S}_{s+1,\theta}} \quad (3.17)$$

a jego sztywność w temperaturze θ :

$$S_{s+1,\theta} = \frac{M_{s+1,\theta}^y}{\phi_{s+1,\theta}^y} = \frac{k_{y,\theta} M_{s+1,20}^y}{\phi_{s,\theta}^y + \bar{\phi}_{s+1,\theta}^y} \quad (3.18)$$

Korzystając z zależności (3.6) wzór (3.18) uprościć można do postaci:

$$S_{s+1,\theta} = k_{E,\theta} S_{s+1,20} \quad (3.19)$$

Stąd redukcja sztywności obrotowej oraz przyrost zdolności do obrotu po uplastycznieniu $s + 1$ składnika wyniosą:

$$\bar{S}_{s+1,\theta} = \frac{k_{E,\theta} E_{20} z^2}{\left(\sum_{i=1}^s \frac{1}{k_i^{pl}} + \sum_{i=s+1}^n \frac{1}{k_i^{el}} \right)} = k_{E,\theta} \bar{S}_{s+1,20} \quad (3.20)$$

$$\bar{\phi}_{s+1,\theta}^y = \frac{k_{y,\theta} (M_{s+1,20}^y - M_{s,20}^y)}{k_{E,\theta} E_{20} z^2} \left(\sum_{i=1}^s \frac{1}{k_i^{pl}} + \sum_{i=s+1}^n \frac{1}{k_i^{el}} \right) \quad (3.21)$$

Jak widać, zmiana sztywności węzła w warunkach pożaru jest proporcjonalna do stopnia redukcji modułu sprężystości podłużnej stali. Z drugiej strony przenoszony moment zginający maleje proporcjonalnie do redukcji granicy plastyczności materiału. W efekcie powyższych zależności obrót w węźle zależy od wzajemnego stosunku obu wyżej wymienionych współczynników redukcyjnych.

3.1.3. Relacja pomiędzy siłą i przemieszczeniem w pożarze

Ustalenie parametrów opisujących podatność pojedynczego składnika węzła w warunkach pożaru, czyli równocześnie parametrów zastępczej sprężyny modelującej jego oddziaływanie w globalnym bilansie oddziaływań, musi uwzględniać sprężysto-plastyczny charakter pracy. Z tego względu dla i -tego składnika węzła zakłada się dwuliniową zależność siła-przemieszczenie (Rys. 3.3). Pozwala to rozróżnić sztywność $K_{i,\theta}^{el} = k_{E,\theta} K_i^{el}$, adekwatną do pracy w zakresie sprężystym, gdy $F_i^* < F_{i,\theta}^y$, oraz sztywność $K_{i,\theta}^{pl} = k_{E,\theta} K_i^{pl}$ stosowaną do opisu odpowiedzi sprężyny w zakresie pozasprężystym, gdy $F_i^{**} \geq F_{i,\theta}^y$. W pierwszym przypadku zachodzi:

$$\Delta_{i,\theta}(F_i^*) = \Delta_{i,\theta}^* = \frac{F_i^*}{K_{i,\theta}^{el}} = \frac{F_i^*}{k_{E,\theta} K_i^{el}} = \frac{1}{k_{E,\theta}} \Delta_i(F_i^*) \quad (3.22)$$

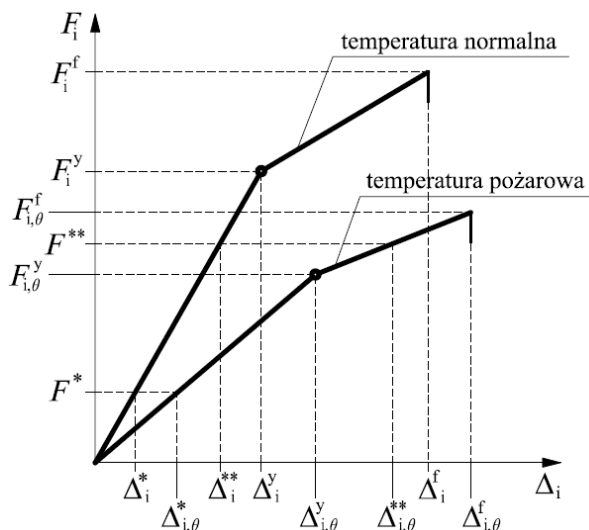
przy czym:

$$\Delta_{i,\theta}^y = \frac{F_{i,\theta}^y}{K_{i,\theta}^{el}} = \frac{k_{y,\theta}}{k_{E,\theta}} \Delta_i^y \quad (3.23)$$

w drugim natomiast:

$$\begin{aligned} \Delta_{i,\theta}(F_i^{**}) &= \Delta_{i,\theta}^{**} = \Delta_{i,\theta}^y + \frac{1}{k_{E,\theta}} \frac{F_i^{**} - F_{i,\theta}^y}{K_i^{pl}} = \\ &= \Delta_{i,\theta}^y + \frac{1}{k_{E,\theta}} \frac{\Delta_i^f - \Delta_i^y}{F_i^f - F_i^y} (F_i^{**} - F_{i,\theta}^y) \end{aligned} \quad (3.24)$$

Łatwo zauważyć, że przyrost przemieszczenia pod zadaną siłą jest w warunkach pożaru odwrotnie proporcjonalny do stopnia redukcji modułu sprężystości podłużnej. Trzeba również zwrócić uwagę na to, że zmianie ulega granica definiująca sprężysty zakres pracy badanego składnika węzła. Zależy ona bowiem od wzajemnego stosunku obydwu zdefiniowanych wcześniej współczynników redukcyjnych. Górny indeks f w zależności (3.24) należy kojarzyć ze zniszczeniem elementu (*failure*).



Rys. 3.3. Zależność siła-przemieszczenie w podstawowej sytuacji projektowej i w warunkach pożaru (według da Silva i in., 2001b)

3.1.4. Wykorzystanie zastępczych nieliniowych charakterystyk moment-obrót

W zaprezentowanym powyżej podejściu punktem wyjścia do tworzenia charakterystyk moment-obrót specyfikowanych dla sytuacji pożaru była analogiczna charakterystyka opracowana dla tego samego węzła przy założeniu podstawowej sytuacji obliczeniowej. Ta charakterystyka odniesienia miała kształt łamanej, w której skokowe zmiany kąta nachylenia do osi poziomej wykresu moment-obrót wynikały z kolejno następującego uplastyczniania kolejnych składników węzła. Taki tok obliczeń, postulujący szczegółową obserwację zachowania się poszczególnych składników węzła przy narastającej temperaturze łączonych elementów, pod kątem badania czy pracują nadal w zakresie sprężystym, wydaje się żmudny i pracochłonny. Z tego względu sugeruje się posłużenie się na tym polu inną krzywą odniesienia, wynikającą z zastosowania odpowiedniego modelu formalnego, opisującego w sposób uproszczony

zachowanie się węzła pod obciążeniem (Maślak, Snela, 2013a; Maślak, Pazdanowski, Snela, 2015a).

Spośród wielu dostępnych do szczegółowej analizy wybrano zależność potęgową, otrzymaną z funkcji *Richarda-Abbotta*, która w przypadku nieuwzględniania umocnienia węzła przyjmuje postać (Bródka i in., 2004):

$$\frac{\bar{m}}{\bar{\phi}} = \frac{1}{\left[1 + (\bar{\phi})^c\right]^{1/c}} \quad (3.25)$$

gdzie:

$$\bar{m} = \frac{M}{M_0},$$

$$\bar{\phi} = \frac{\phi}{\phi_0},$$

$M_0 = S_{j,ini} \cdot \phi_0$ – moment odniesienia,

$S_{j,ini}$ – sztywność początkowa węzła,

ϕ_0 – obrót odniesienia,

c – parametr dopasowania.

Zależność tą można również stosować w postaci (Bródka i Kozłowski, 1996):

$$\phi = \frac{M_j}{S_{j,ini} \left[1 - \left(\frac{M_j}{M_{j,Rd}}\right)^c\right]^{1/c}} \quad (3.26)$$

gdzie:

M_j – moment działający na węzeł,

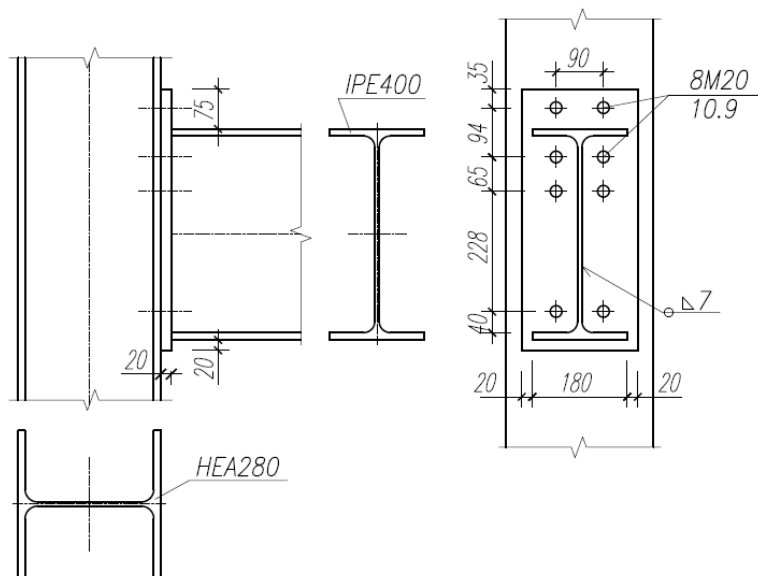
$M_{j,Rd}$ – nośność rozpatrywanego węzła.

Wartość parametru c ustalana jest metodą prób, w taki sposób, aby wyniki uzyskane analitycznie dopasować do wyników otrzymanych z badań eksperymentalnych. W związku z powyższym wartość ta zależy nie tylko od rodzaju węzła, ale również od jego wymiarów geometrycznych. Wzory pozwalające na wyznaczenie zarówno sztywności początkowej węzłów oraz ich nośności jak również parametrów dopasowania dla różnego rodzaju węzłów zestawione zostały m.in. w pracach: Bródka i Kozłowski, 1996; Bródka i in., 2004; Bródka, 2009.

Proponuje się wyznaczenie sztywności początkowej węzła w trwałej sytuacji obliczeniowej przez analizę możliwych mechanizmów zniszczenia, zgodnie z kanonami klasycznej metody składnikowej. W punkcie, w którym na wykresie moment-obrót prosta wyznaczona przez tę sztywność przecnie krzywą odniesienia dokonuje się korekty sztywności zmieniając kąt nachylenia tworzonej łamanej. Po tej zmianie da ona następny punkt przecięcia, co wymusi kolejną korektę sztywności. W ten sposób, sterując przyrostami obrotu węzła, w kolejnych krokach dokonuje się odpowiedniej korekty jego sztywności, tak aby utworzona łamana aproksymowała od dołu początkową krzywą moment-obrót wyznaczoną z przyjętego a priori modelu formalnego. Łamana ta jest w konsekwencji traktowana jako łamana odniesienia, prezentowana wcześniej na Rys. 3.1 niniejszej pracy, może więc być transformowana na przypadek pożaru rozwiniętego, tak jak to opisano w rozdziale 3.1.2. Dalszy tok postępowania jest analogiczny do tego, który został przedstawiony powyżej.

3.1.5. Przykład numeryczny

Proponowany algorytm obliczeniowy został zweryfikowany na przykładzie węzła pokazanego na Rysunku 3.4. (Maślak i Snela, 2013a; Maślak i Snela, 2014a; Maślak i Snela, 2014b). Jest to typowy węzeł doczołowy z wystającą blachą czołową. Połączenie rygla ze słupem zaprojektowano za pomocą 8 śrub M20 klasy 10.9 i blachy czołowej grubości 20mm. Założono, że wszystkie elementy połączenia wykonane są ze stali gatunku S235.



Rys. 3.4. Charakterystyka węzła rygiel-słup, dla którego specyfikowano zależności moment-obrót kojarzone z narastającą temperaturą elementów

Charakterystykę moment-obrót analizowanego węzła dla podstawowej sytuacji projektowej wyznaczono z zależności (3.26), przy czym do oceny wartości sztywności początkowej węzła wykorzystano wzór postulowany przez Bródkę (Bródka i Kozłowski, 2004):

$$S_{j,ini} = \frac{F_{j,Rd}(h_b - t_{fb})^2}{\Delta_{ep} - \Delta_{ef} - \Delta_{bo}} \quad (3.27)$$

w którym:

$F_{j,Rd}$ – zastępcza siła przyłożona w pasie rygła,

h_b – wysokość kształtownika rygła,

t_{fb} – grubość pasa rygła,

Δ_{ep} – odkształcenie pochodzące od zginania rygła,

Δ_{ef} – odkształcenie pochodzące od zginania pasa słupa,

Δ_{bo} – wydłużenie śrub w złączu między blachą czołową a pasem słupa.

Odkształcenia od zginania blachy czołowej oraz pasa słupa dla węzłów z wystającą blachą czołową można obliczyć za pomocą zależności opracowanych przez Hansona (Hanson i in., 1995):

$$\Delta_{ep} = \frac{F_{j,Rd} Z_{ep}}{E} \left[\frac{1}{8} - \frac{q_s}{2} \left(\frac{3}{4} \alpha_{ep} - \alpha_{ep}^3 \right) \right] \quad (3.28)$$

$$\Delta_{cf} = \frac{F_{j,Rd} Z_{cf}}{E} \left[\frac{1}{8} - \frac{q_s}{2} \left(\frac{3}{4} \alpha_{cf} - \alpha_{cf}^3 \right) \right] \quad (3.29)$$

Wzory na wyznaczenie wyrażeń q_s , Z_{ep} , Z_{cf} , α_{ep} , α_{cf} podano np. w pracy (Bródka i Kozłowski, 2004).

Nośność węzła ($M_{j,Rd}$) wyznaczono przy założeniu, że moment działający na węzeł zastąpiony jest parą sił przyłożonych w pasach rygła:

$$M_{j,Rd} = F_{j,Rd} (h_b - t_{fb}) \quad (3.30)$$

W celu wyznaczenia siły $F_{j,Rd}$ w pasie rygła przeanalizowano sześć potencjalnych mechanizmów zniszczenia, takich jak:

- uplastycznienie śrub,
- uplastycznienie blachy czołowej
- uplastycznienie pasa słupa
- jednoczesne uplastycznienie blachy czołowej i pasa słupa

- uplastycznienie śrub z jednoczesnym uplastycznieniem pasa słupa
- równoczesne uplastycznienie śrub, blachy czołowej i pasa słupa.

Parametr dopasowania c w przypadku węzłów z wystającą blachą czołową może zostać również wyznaczony z zależności podanych przez Goto i Miyashita (Goto i Miyashita, 1998):

$$c = 1,216 \quad \text{gdy} \quad \log(\phi) \leq -2,81 \quad (3.31)$$

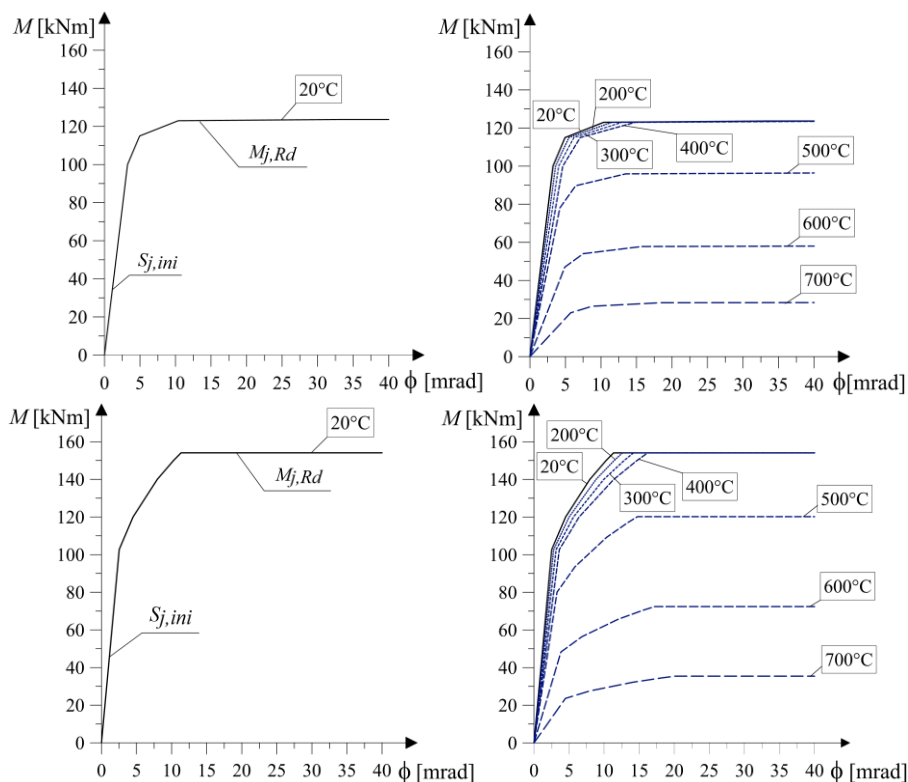
$$c = 1,73 \log(\phi) + 6,077 \quad \text{gdy} \quad \log(\phi) > -2,81 \quad (3.32)$$

W Tab. 3.1 podano wartości sztywności początkowej oraz nośności analizowanego węzła wyznaczone przez autorkę dla temperatury 20°C w oparciu o podane powyżej zależności (3.31) i (3.32).

Tab. 3.1. Wartości sztywności początkowej oraz nośności analizowanego węzła uzyskane w przykładzie przy zastosowaniu różnych modeli obliczeniowych

Model charakterystyki węzła	Sztywność początkowa $S_{j,ini}$ [kNm/rad]	Nośność węzła $M_{j,Rd}$ [kNm]
Funkcja <i>Richarda-Abbotta</i>	59 363,84	123,66
<i>PN-EN 1993-1-8</i>	40 591,98	154,08

Dysponując wartością sztywności początkowej węzła, zgodnie z opisem podanym w rozdziale 3.1.4 niniejszej pracy, przez korektę sztywności uzyskano łamaną aproksymującą od dołu krzywą moment-obrót opisującą zachowanie węzła w podstawowej sytuacji projektowej. Następnie na podstawie zależności (3.14)–(3.21) uzyskaną łamaną przetransformowano na warunki pożaru. Na Rys. 3.5 przedstawiono relacje $M - \phi$ uzyskane dla rozpatrywanego węzła zarówno w podstawowej jak i w wyjątkowej sytuacji pożaru.



Rys. 3.5. Charakterystyki moment-obrót uzyskane dla warunków pożaru przy założeniu jako krzywej odniesienia relacji wynikającej z zastosowania modelu *Richarda – Abbotta* (u góry) i podejścia rekomendowanego w przepisach *PN-EN 1993-1-8* (na dole). Z lewej – krzywa odniesienia

W celach porównawczych, do wyznaczenia charakterystyki węzła w podstawowej sytuacji projektowej zastosowano klasyczne podejście normowe, postulowane w przepisach *PN-EN 1993-1-8*, zgodnie z którym sztywność obrotową węzła S_j można wyznaczać z zależności:

$$S_j = \frac{Ez^2}{\mu \sum_{i=1}^n \frac{1}{k_i}} \quad (3.33)$$

gdzie:

E – moduł *Younga* stali z której wykonano węzeł, specyfikowany dla temperatury 20°C,

k_i – współczynnik sztywności i -tego składnika węzła,

z – ramię dźwigni,

μ – stosunek sztywności $\frac{S_{j,ini}}{S_j}$.

W przypadku węzła na śruby, z blachą czołową, rozpatrywanego w przykładzie stosunek sztywności μ przyjmuje się odpowiednio:

$$\mu = 1,0 \quad \text{gdy} \quad M_j \leq \frac{2}{3} M_{j,Rd} \quad (3.34)$$

$$\mu = \left(\frac{1,5 M_j}{M_{j,Rd}} \right)^{2,7} \quad \text{gdy} \quad \frac{2}{3} M_{j,Rd} < M_j \leq M_{j,Rd} \quad (3.35)$$

gdzie:

M_j – moment zginający działający na rozpatrywany węzeł,

$M_{j,Rd}$ – nośność węzła.

Nośność analizowanego węzła zgodnie z regułami podanymi w normie *PN-EN 1993-1-8* określona jest wzorem:

$$M_{j,Rd} = \sum_r h_r F_{t,tr,Rd} \quad (3.36)$$

w którym:

$F_{t,tr,Rd}$ – efektywna obliczeniowa nośność szeregu śrub r przy rozciąganiu,

h_r – odległość rozpatrywanego szeregu śrub r od środka ściskania,

r – numer rozpatrywanego szeregu śrub.

Wartości sztywności początkowej oraz nośności węzła w podstawowej sytuacji projektowej uzyskane za pomocą metody normowej zestawiono w Tab. 3.1.

Następnie relację moment-obrót wyznaczoną na podstawie normy *PN-EN 1993-1-8* przetransformowano na warunki pożarowe. Formuły (3.9), (3.12), (3.13) pozwalają w takiej sytuacji na wyznaczenie obrotu węzła w temperaturze θ . Jak opisano w rozdziale 3.1.2. stopień redukcji właściwości mechanicznych stali wyrażają współczynniki redukcyjne granicy plastyczności stali ($k_{y,\theta}$) oraz modułu Younga ($k_{E,\theta}$).

W szczególności, przy liniowej relacji moment – obrót zachodzi:

$$\phi_\theta = \phi_{ini,\theta} = \frac{M_{j,Rd,\theta}}{S_{j,ini,\theta}} = \phi_{ini} \frac{k_{y,\theta}}{k_{E,\theta}} \quad (3.37)$$

Natomiast w zakresie nieliniowym mamy:

$$\mu_{\theta} = \left(\frac{1,5M_j}{M_{j,Rd,\theta}} \right)^{2,7} = \frac{\mu}{(k_{y,\theta})^{2,7}} \quad (3.38)$$

co daje:

$$S_{j,\theta} = \frac{S_{j,ini,\theta}}{\mu_{\theta}} = k_{E,\theta} (k_{y,\theta})^{2,7} \frac{S_{j,ini}}{\mu} \quad (3.39)$$

oraz

$$\phi_{\theta} = \frac{M_{j,Rd,\theta}}{S_{j,\theta}} = \phi_{ini} \frac{\mu}{k_{E,\theta} (k_{y,\theta})^{1,7}} \quad (3.40)$$

Na Rys. 3.5. w górnej parze pokazano charakterystyki uzyskane dla poszczególnych wartości temperatury elementów stalowych przy założeniu modelu *Richarda-Abbotta*, w dolnej parze natomiast analogiczne charakterystyki wynikające z wykorzystania podejścia rekomendowanego w przepisach *PN-EN 1993-1-8*.

3.1.6. Wnioski wynikające z przykładu obliczeniowego

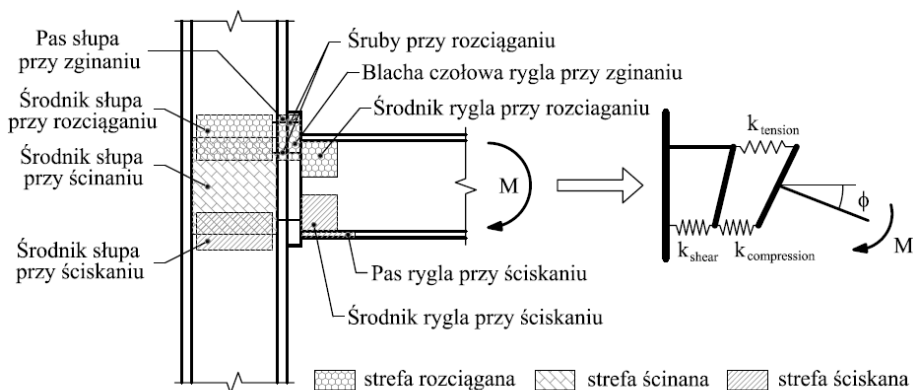
Jak widać wykorzystanie jako krzywych odniesienia uproszczonych charakterystyk moment-obrót wynikających z przyjęcia do analizy odpowiedniego modelu formalnego pozwala na skuteczne wyprowadzenie analogicznych relacji kojarzonych z wyjątkową sytuacją obliczeniową pożaru rozwiniętego. Wiarygodność tak otrzymanych zależności jest w oczywisty sposób warunkowana wiarygodnością charakterystyki wybranej do opisu zachowania się węzła w trwałej sytuacji obliczeniowej. Należy zwrócić uwagę na istotne różnice ilościowe pomiędzy charakterystykami pokazanymi na Rys. 3.5. W obydwu przypadkach widać jednak, że podatność węzła narasta w małym stopniu przy temperaturze elementów nieprzekraczającej 400°C. W takiej temperaturze maleje co prawda moduł sprężystości podłużnej stali, nie zaznacza się jednak jeszcze żadna redukcja jej granicy plastyczności. W temperaturze wyższej, gdy stal ulega już znacznemu osłabieniu, przyrost podatności węzła jest wyraźnie szybszy. Porównanie krzywych otrzymanych dla sytuacji pożaru z początkową krzywą odniesienia pozwala na ocenę istotności wpływu zmiany sztywności węzła, na ogół pomijanego w rozważaniach, na wynikowe oszacowanie odporności ogniowej ramy. Trzeba jednak wyraźnie zaznaczyć, że proponowana metodyka obliczeń jest jedynie podejściem uproszczonym. Na obecnym etapie badań można już bowiem pokusić się o odpowiednie uogólnienie klasycznej metody składnikowej.

3.2. Klasyczna metoda składnikowa uogólniona na przypadek pożaru

3.2.1. Podstawowe założenia metody

Zgodnie z normą *PN-EN 1993-1-8* charakterystykę moment-obrót specyfikowaną dla węzłów pracujących w podstawowej (trwałej) sytuacji projektowej można wyznaczać za pomocą modelu formalnego opartego o metodę składnikową. Zastosowanie tego podejścia do rozważenia i opisu zachowania się węzła w wyjątkowej sytuacji projektowej pożaru rozwiniętego wymaga jednak uogólnienia klasycznych procedur obliczeniowych, tak aby uwzględnić w nich wpływ ekspozycji stali konstrukcyjnej na oddziaływanie wysokiej temperatury. W obecnym stanie wiedzy projektant ma już dostęp do stosunkowo jeszcze ograniczonego zbioru szczegółowych algorytmów pozwalających na w miarę wiarygodne modelowanie zachowania różnego rodzaju węzłów lub ich składników, dedykowanego tylko do warunków pożaru. Na ogół odnoszą się one jednak jedynie do ściśle określonego węzła, o ściśle określonej konstrukcji.

Zgodnie z ideą metody składnikowej w pierwszym kroku analizy należy zidentyfikować podstawowe składniki węzła determinujące jego zachowanie pod obciążeniem. Następnie każdemu z takich elementów należy przypisać charakter jego wyłączenia (rozciąganie, ściskanie, zginanie, ścinanie itp.), tak aby możliwe było zamodelowanie oddziaływania poszczególnych składników poprzez odpowiednie sprężyny, myślowo wprowadzone do węzła (Rys. 3.6). Ostatnim etapem prowadzącym do otrzymania globalnej charakterystyki węzła jest połączenie wszystkich zidentyfikowanych wcześniej sprężyny we wspólny mechanizm, na ogół szeregowo-równoległy, taki aby jego reakcja na oddziaływanie zewnętrzne była analogiczna do przewidywanego zachowania węzła. Ważne jest zatem nie tylko dopasowanie odpowiedniego stopnia skrepowania potencjalnych odkształceń podłużnych czy poprzecznych, ale również w miarę precyzyjne zamodelowanie faktycznej podatności na poszczególne obroty. Aby tego dokonać każdej z rozpatrywanych sprężyn musi być przypisany parametr charakteryzujący jej reakcję na przyłożone do niej wymuszenie jednostkowe. Należy również dodać, że zgodnie z zasadami podanymi w normie *PN-EN 1993-1-8* o nośności i sztywności węzła decyduje jego najsłabszy składnik.

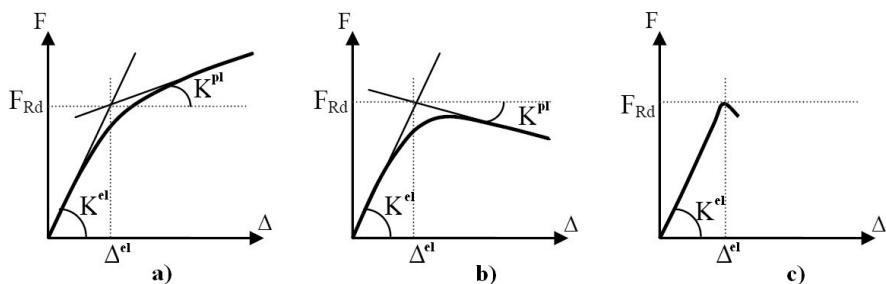


Rys. 3.6. Rozpatrywany w pracy stalowy, doczołowy węzeł rygiel-słup z wyodrębnionymi składnikami decydującymi o jego podatności. Z prawej typowy sposób modelowania jego pracy przez specyfikację zastępczego modelu mechanicznego

3.2.2. Identyfikacja aktywnych składników węzła

W każdym węźle na który działa moment zginający a także siła ścinająca i/lub siła podłużna pochodząca z ryglu można wyróżnić 3 podstawowe strefy pracy: rozciąganą, ściskaną oraz ścinaną. W każdej z tak wydzielonych stref można z kolei wyspecyfikować aktywne składniki, czyli takie które wpływają na globalną nośność i sztywność węzła. Każdemu z tych składników przypisuje się charakteryzującą go sztywność początkową oraz zależność siła-przemieszczenie identyfikowaną odpowiednio przy rozciąganiu, ściskaniu i ścinaniu. Na Rys. 3.6 przedstawiono składniki typowego węzła rygiel-słup wydzielone zgodnie z rekomendacjami zawartymi w normie *PN-EN 1993-1-8*.

Wszystkie składniki węzła mogą również zostać sklasyfikowane pod względem zdolności do odkształceń (*da Silva i in., 2001a*). Na ogół wyróżnia się na tym polu odpowiednio składniki: o dużej plastyczności, o ograniczonej zdolności do odkształceń plastycznych oraz o niskiej ciągliwości (podatne na kruche pękanie). Każda z rozpatrywanych stref węzła może składać się z kilku składników, z których część będą stanowić składniki o wysokiej ciągliwości, a część składniki o niskiej ciągliwości. Różnicę pomiędzy zachowaniem się tak wydzielonych składników pod obciążeniem zewnętrznym pokazano na Rys. 3.7. Symbolami K^{el} i K^{pl} oznaczono na nim odpowiednio sztywności składników w zakresie sprężystym i plastycznym, zaś Δ jest przemieszczeniem rozpatrywanego elementu.



Rys. 3.7. Klasyfikacja składników węzła pod względem zdolności do odkształceń plastycznych (według *da Silva i in.*, 2001a, oraz *del Savio i in.*, 2009): a) składniki o dużej plastyczności, b) składniki o ograniczonej zdolności do odkształceń plastycznych, c) składniki o niskiej ciągliwości (podatne na kruche pękanie)

W Tab. 3.2 zestawiono aktywne składniki węzłów rozpatrywane w niniejszej pracy.

Tab. 3.2. Aktywne składniki węzłów analizowane w pracy.

Rodzaj węzła	Rozpatrywane składniki węzła
Węzeł z blachą głowicową	środek słupa przy rozciąganiu, pasy słupa lokalnie zginane, blacha czołowa zginana, środek belki przy rozciąganiu, środek słupa poddany ścisnaniu, ściskany pas belki, środek belki w strefie ściskanej, panel środka słupa poddany ścinaniu, śruby rozciągane, śruby ścinane
Węzeł z blachą wpuszczoną	środek słupa przy rozciąganiu, pasy słupa lokalnie zginane, blacha czołowa zginana, środek belki przy rozciąganiu, środek słupa poddany ścisnaniu, ściskany pas belki, środek belki w strefie ściskanej, panel środka słupa poddany ścinaniu, śruby rozciągane, śruby ścinane
Węzeł z blachą wystającą	środek słupa przy rozciąganiu, pasy słupa lokalnie zginane, blacha czołowa zginana, środek belki przy rozciąganiu, środek słupa poddany ścisnaniu, ściskany pas belki, środek belki w strefie ściskanej, panel środka słupa poddany ścinaniu, śruby rozciągane, śruby ścinane
Styk belek	blacha czołowa zginana, środek belki przy rozciąganiu, śruby rozciągane

3.2.3. Mechanizmy zniszczenia poszczególnych składników węzła z uwzględnieniem wpływu temperatury pożarowej

3.2.3.1 Uwagi ogólne

Sztywność węzłów w niniejszej analizie określana jest na podstawie sprężystych odkształceń, stąd zachowanie każdego składnika węzła w warunkach pożaru opisane jest wzorem:

$$F_{i,\theta} = k_i E_{\theta} \Delta_{i,\theta} \quad (3.41)$$

gdzie:

$F_{i,\theta}$ – siła w sprężynie modelującej pracę i -tego składnika węzła w temperaturze pożarowej θ ,

k_i – współczynnik sztywności i -tego składnika węzła,

$\Delta_{i,\theta}$ – wydłużenie sprężyny modelującej pracę i -tego składnika węzła w temperaturze θ .

W celu uwzględnienia wpływu wysokiej temperatury na właściwości mechaniczne stali konstrukcyjnej w opisywanym modelu dla wszystkich składników węzła zastosowano współczynniki redukcyjne $k_{y,\theta}$ i $k_{E,\theta}$, specyfikowane odpowiednio dla granicy plastyczności i modułu sprężystości podłużnej tej stali. A zatem, wartość granicy plastyczności stali oraz odniesionego do tej stali modułu sprężystości liniowej, specyfikowaną w temperaturze θ , wyznacza się z zależności:

$$f_{y,\theta} = k_{y,\theta} f_y \quad (3.42)$$

$$E_{\theta} = k_{E,\theta} E \quad (3.43)$$

gdzie:

f_y – wartość granicy plastyczności stali specyfikowana w temperaturze 20°C,

E – wartość modułu sprężystości podłużnej stali (modułu Younga) specyfikowana w temperaturze 20°C,

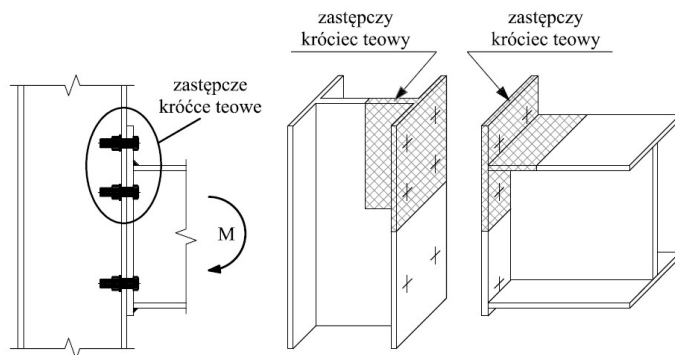
$k_{y,\theta}$ – współczynnik redukcyjny granicy plastyczności stali w temperaturze θ (według rekomendacji zawartych w normie PN-EN 1993-1-2),

$k_{E,\theta}$ – współczynnik redukcyjny modułu sprężystości podłużnej stali w temperaturze θ (według rekomendacji zawartych w normie PN-EN 1993-1-2).

W przypadku zależności naprężenie-odkształcenie rozpatrywanej z uwzględnieniem wzmocnienia w niniejszej pracy zastosowano zależności podane w załączniku A normy PN-EN 1993-1-2.

3.2.3.2 Strefa rozciągana – zastępczy króciec teowy

Strefa rozciągana rozpatrywanych w pracy węzłów składa się z następujących elementów: rozciąganego środka słupa, zginanego pasa słupa, zginanej blachy czołowej, środka belki przy rozciąganiu, a także rozciąganych śrub. Zarówno zachowanie blachy czołowej jak i pasa słupa przy zginaniu opisane zostało za pomocą modelu króćca teowego (Rys. 3.8).



Rys. 3.8. Model zastępczego króćca teowego stosowanego do opisu zachowania blachy czołowej i pasa słupa

W przypadku węzłów z blachą czołową obrót belki generowany działającym na nią obciążeniem może wywołać odkształcenie plastyczne górnej części blachy czołowej oraz spowodować lokalne oddzielenie blachy czołowej od czoła słupa. Zachowanie pasa słupa również nie jest tu bez znaczenia. Pracę blachy czołowej, której górna część jest rozciągana, a dolna ściskana, a także zginanego pasa słupa opisać można za pomocą modelu króćca teowego (Coelho i in., 2004; Spyrou i in., 2004b; Al-Jabri i in., 2005a; Block, 2006). Na Rys. 3.8 pokazano typową idealizację tego typu.

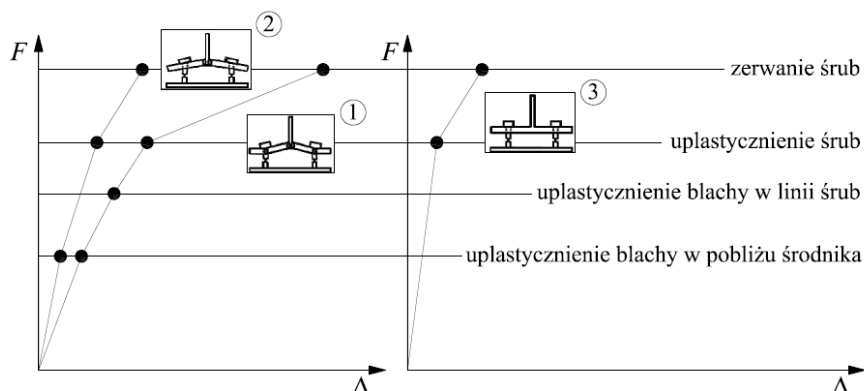
W pierwszych próbach dotyczących projektowania połączeń stalowych z blachą czołową (Sherbourne, 1961) zakładano nieskończoną sztywność pasa słupa, a minimalną wymaganą grubość blachy czołowej wyznaczano obliczając plastyczną nośność na zginanie przy założeniu różnych mechanizmów zniszczenia. Na początku lat siedemdziesiątych ubiegłego wieku badacze dostrzegli, że zachowanie pasa słupa, poprzez wywołanie efektu dźwigni, może mieć istotny wpływ na pracę śrub. Zoetemeijer (Zoetemeijer, 1974) uwzględnił współzależność pomiędzy tymi składnikami i wprowadził do swojego modelu linie załomu plastycznego, które miały modelować zniszczenie teowników modelujących zarówno pas słupa jak i blachę czołową rygla przy zginaniu. Packer i Morris (Packer i Morris, 1977) zastosowali kołowe linie załomu, aby przewidzieć nośność pasa słupa zarówno w usztywnionych jak i nieusztywnionych węzłach. Agerskov (Agerskov, 1976) zastosował prostą teorię

belkową do analizy zachowania się teowników. Opierając się na tych samych zasadach Yee i Melchers (Yee i Melchers, 1986) wyznaczyli sztywność sprężystą zespołu teowników. Model Zoetemeijera ma szczególne znaczenie gdyż stanowi podstawę metody składowej, która jest wykorzystywana do obliczania nośności i sztywności całych połączeń. Znalazła ona zastosowanie między innymi w normie PN-EN 1993-1-8.

Model króćca teowego zawarty w PN-EN 1993-1-8 jest prostym modelem opartym na teorii belkowej. Podaje on wartości nośności i sztywności specyfikowane w zakresie sprężysto-plastycznym. Odpowiednie modele opisujące sprężysto-plastyczną odpowiedź elementów węzła można znaleźć również w pracach (Piluso i in., 2001a; Piluso i in., 2001b; Shi i in., 1996; Swanson, 2000; Swanson i Leon, 2001).

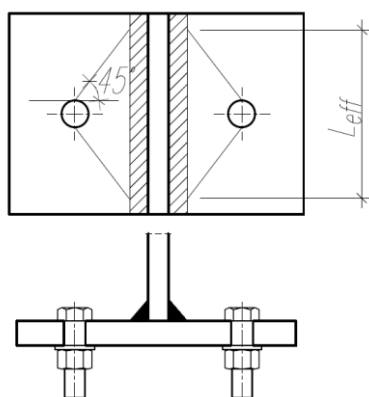
Jak wspomniano w rozdziale 2 niniejszej pracy zachowanie króćca teowego w warunkach pożaru było przedmiotem badań Spyrou (Spyrou i in., 2004a). Zaproponował on uproszczony model analityczny, który uwzględniał, podobnie jak to jest powszechnie uznawane w przypadku analogicznych modeli specyfikowanych dla temperatury normalnej, 3 mechanizmy zniszczenia króćca teowego zaprezentowane na Rys. 2.4. Jak pokazano na Rys. 3.9 we wszystkich tych przypadkach ostatecznym kryterium decydującym o nośności króćca jest zerwanie śrub. W swojej pracy Spyrou zaproponował procedurę obliczeniową pozwalającą na ocenę zachowania się badanego króćca w temperaturze pożarowej. Chodzi w niej o wyznaczenie zależności siła-przemieszczenie dla całego zakresu sprężysto-plastycznego pracy węzła. Zależności te można opisać za pomocą odpowiednich formuł matematycznych, które zostały szczegółowo opisane w pracach Spyrou, 2002 oraz Spyrou i in., 2004a. W niniejszej pracy przywoływana powyżej procedura zostanie przedstawiona w sposób uproszczony, przez prezentację kolejnych kroków postępowania.

- 1) W pierwszym kroku należy obliczyć wartość siły rozciągającej niezbędnej do powstania przegubów plastycznych w blasze czołowej w pobliżu środka rygla, a następnie porównać ją z wartością granicy plastyczności stali śrub; jeżeli wartość siły jest odpowiednio mała to możliwe jest zniszczenie króćca teowego zgodnie z modelem 1 lub 2; w przeciwnym przypadku dojdzie do zerwania śrub to jest do realizacji modelu zniszczenia oznaczonego symbolem 3,
- 2) W drugim kroku, w celu ustalenia, który mechanizm zniszczenia węzła zostanie zrealizowany (model 2 czy model 3) należy obliczyć zdolność króćca teowego do powstania przegubów plastycznych w linii śrub, a następnie porównać ją z graniczną nośnością tych śrub (to znaczy z wartością siły powodującej uplastycznienie trzpieni śrub).

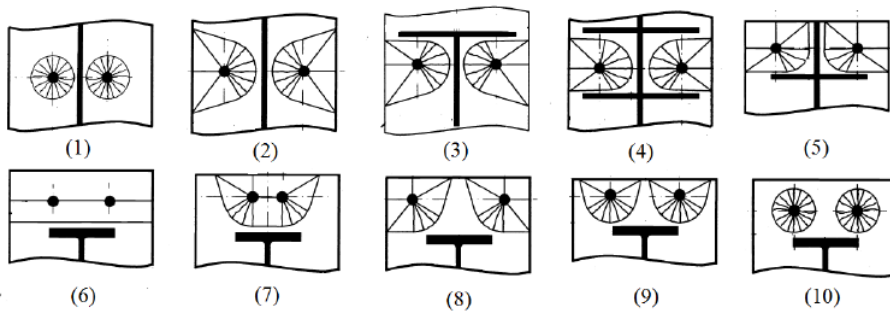


Rys. 3.9. Modele zniszczenia i odpowiadające im charakterystyki siła-przemieszczenie (według Spyrou i in., 2004a)

W celu uogólnienia powyższej metody Block (Block, 2006) zasugerował dwie modyfikacje. Według Blocka przy obliczaniu odkształcenia śrub dla każdego z króćców teowych zamiast całkowitej długości śrub należy uwzględnić tylko częściową ich długość, wynikającą z rozdzielnia ich całkowitej długości na poszczególne króćce w zależności od sztywności króćców, tak jak zasugerował to Kühnemund (Kühnemund, 2003). Ponadto Spyrou w swojej analizie zakładał, że linie załomu plastycznego przebiegają pod kątem 45° czyli tak jak to pokazano na Rys. 3.10, natomiast Block zasugerował przestrzeganie w tej kwestii zaleceń rekomendowanych przez Steel Construction Institute (SCI, 1997) lub normie EN 1993-1-8 (Rys. 3.11).



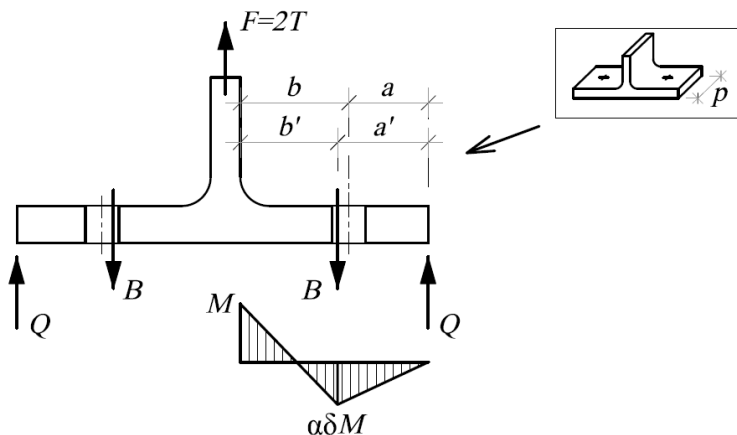
Rys. 3.10. Sposób wyznaczania długości efektywnej (według Spyrou, 2004a)



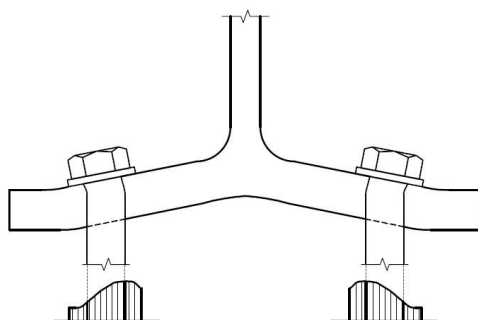
Rys. 3.11. Linie załomu rekomendowane przez Steel Construction Institute (SCI, 1997)

W niniejszej pracy do wyznaczenia nośności króćca teowego wykorzystano model opracowany przez Kulak z zespołem (Kulak i in., 1987), który w zmodyfikowanej postaci zastosowany został w normie PN-EN 1993-1-8. Na Rys. 3.12 pokazano siły działające na analizowany króciec teowy oraz oznaczono wymiary. Model opracowany przez Kulak zakłada, że siła nie działa w osi śruby a na wewnętrznej krawędzi trzpienia śruby. Założenie takie wynika z rozkładu naprężeń w stopce teownika, pokazanym na Rys. 3.13. Taki rozkład naprężeń jest wynikiem relatywnie dużej sztywności łba śruby. W wyniku tego podejścia warunek równowagi budowany jest w oparciu o wymiary a' i b' . W modelu tym wartość długości a ograniczona jest do $1,25b$. W swoim modelu Kulak zdefiniował ponadto parametr α (Rys. 3.12) jako stosunek momentu zginającego działającego na wewnętrznej krawędzi trzpienia śruby do analogicznego momentu określonego w odległości b od osi śruby, oznaczonego przez M_{ts} .

Parametr ten obrazuje natężenie tak zwanego efektu dźwigni i przyjmuje wartości pomiędzy 0 a 1. Wartość 1 osiągana jest wtedy gdy śruby są na tyle sztywne, że króciec pracuje jak utwardzona obustronnie belka, zaś wartość 0 w momencie gdy dochodzi do całkowitego odseparowania półki analizowanego króćca od powierzchni słupa. Oczywiście, przy obliczaniu nośności teownika, z uwagi na poprzeczne rozciąganie, wartość parametru α jest nieograniczona. W przypadku gdy zachodzi $\alpha \leq 0$ odkształcenie półki teownika przyjmuje kształt jednokrzywiznowy, siły efektu dźwigni nie występują a śruby poddane są czystemu rozciąganiu. Jeżeli natomiast $\alpha \geq 1$ to siły efektu dźwigni osiągają maksymalne wartości, a półka teownika odkształca się, przyjmując kształt podwójnie zakrzywiony. W zakresie wartości $0 < \alpha < 1$ następuje uplastycznieni półki teownika wraz ze wzrostem sił rozciągających w śrubach.



Rys. 3.12. Model pracy króćca teowego (według Kulak i in., 1987)



Rys. 3.13. Rozkład naprężeń pod łbem śruby

W opisywanym tu modelu analitycznym wprowadzono również parametr δ , który opisuje stosunek powierzchni przekroju poprzecznego pasa króćca netto określanego w linii śrub do pola powierzchni przekroju tego samego pasa króćca, ale specyfikowanego w miejscu działania momentu M_{ts} i może zostać wyrażony jako:

$$\delta = 1 - \frac{d_o}{p} \quad (3.44)$$

gdzie:

d_o – średnica otworu na śruby,

p – szerokość analizowanego króćca teowego.

Z zasady równowagi momentów zginających uzyskuje się zależności (3.45) i (3.46), zaś z równania równowagi sił tnących wynika zależność (3.47). Mają one postać, odpowiednio:

$$(1 + \delta \cdot \alpha) \cdot M = T \cdot b' \quad (3.45)$$

$$Q \cdot a' = \delta \cdot \alpha \cdot M \quad (3.46)$$

$$B = T + Q \quad (3.47)$$

gdzie:

$F = 2T$ – siła rozciągająca króciec teowy,

Q – siła pochodząca od efektu dźwigni,

B – siła generowana na wewnętrznej krawędzi trzpienia śruby.

Równanie (3.45) może zostać rozwiązane względem parametru α . Wtedy:

$$\alpha = \left(\frac{1}{\delta} \right) \left(\frac{Tb'}{M} - 1 \right) \quad (3.48)$$

Rozpatrując zniszczenie króćca teowego w warunkach pożaru moment M będzie interpretowany jako moment zginający M_θ powodujący uplastycznienie pasa króćca w temperaturze θ . Jego wartość można wyznaczyć z zależności:

$$M = M_\theta = \left(\frac{pt_f^2}{4} \right) f_{y,\theta} \quad (3.49)$$

gdzie:

$f_{y,\theta}$ – granica plastyczności stali specyfikowana w temperaturze θ .

Podstawiając formułę (3.49) do wzoru (3.48) uzyskuje się zależność (3.50) pozwalającą na wyznaczenie parametru α w temperaturze pożarowej. W poniższym wzorze przez T_θ oznaczono siłę T działającą na króciec w temperaturze θ . Zatem zachodzi:

$$\alpha_\theta = \left(\frac{1}{\delta} \right) \left(\frac{4T_\theta b'}{pt_f^2 f_{y,\theta}} - 1 \right) \quad (3.50)$$

Wykorzystując warunki równowagi (3.45)-(3.47) otrzymuje się wzór na siłę pochodzącą od efektu dźwigni realizowanego w temperaturze θ :

$$Q_\theta = T_\theta \left(\frac{\alpha_\theta \delta}{1 + \alpha_\theta \delta} \right) \left(\frac{b'}{a'} \right) \quad (3.51)$$

Nośność zastępczego króćca teowego dla jednego rzędu śrub z dwiema śrubami w rzędzie (Rys. 3.12) w warunkach pożaru $F_\theta = 2T_\theta$ wyznacza się jako minimalną z trzech wartości podanych poniżej, które reprezentują poszczególne modele zniszczenia obserwowane i wyodrębnione przez *Spyrou* z zespołem (*Spyrou i in., 2004a*).

Wynoszą one odpowiednio:

1) dla uplastycznienia blachy czołowej:

$$F_{t,ts,Rd,\theta,1} = \left(\frac{1+\delta}{2b'} \right) p \cdot f_{y,\theta} \cdot t_f^2 \quad (3.52)$$

2) dla uplastycznienia blachy czołowej z jednoczesnym zerwaniem śrub:

$$F_{t,ts,Rd,\theta,2} = \frac{2B_\theta \cdot a'}{a' + b'} + \frac{p \cdot f_{y,\theta} \cdot t_f^2}{2(a' + b')} \quad (3.53)$$

3) dla zerwania śrub:

$$F_{t,ts,Rd,\theta,3} = 2B_\theta \quad (3.54)$$

gdzie:

B_θ – siła przenoszona przez pojedynczą śrubę w temperaturze θ .

Przyjęty w niniejszej pracy model odpowiedzi mechanicznej śrub wraz z zależnościami pozwalającymi na wyznaczenie ich nośności w temperaturze pożarowej opisano w kolejnym rozdziale.

W oparciu o analizy przeprowadzone przez *Blocka* (*Block, 2006*) szerokość analizowanego króćca teowego p należy przyjmować jako równą długości linii załomu plastycznego wyznaczaną zgodnie z rekomendacjami normy *PN-EN 1993-1-8*, to znaczy że:

$$p = l_{eff} \quad (3.55)$$

gdzie:

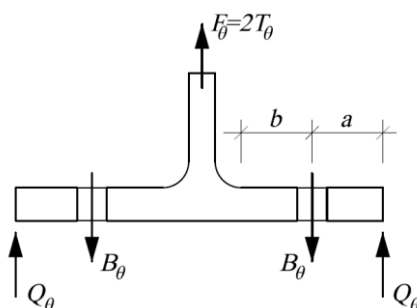
l_{eff} – długość efektywna zastępczego króćca teowego ustalana według przepisów normy *PN-EN 1993-1-8*.

Celem uwzględnienia rzeczywistej liczby szeregów śrub oraz położenia rozpatrywanych szeregów śrub względem elementów dochodzących do węzła, to znaczy uwzględnienia faktu, że rozpatrywany szereg jest szeregiem skrajnym, szeregiem wewnętrznym, szeregiem w pobliżu żebra lub na przykład szeregiem leżącym poniżej rozciąganego pasa belki, w zależności (3.55) zamiast wielkości l_{eff} należy podstawić sumaryczną długość współpracującą zastępczego króćca teowego czyli Σl_{eff} , zaś we wzorach (3.52)–(3.54) siłę przenoszoną przez śruby

w jednym rzędzie zastąpić sumaryczną nośnością wszystkich śrub w rozpatrywanym króćcu, specyfikowaną w temperaturze θ , czyli $\Sigma F_{t,Rd,\theta}$. Z uwagi na to, że w otworach na śruby znajdują się łączniki pominięto osłabienie przekroju. Zachodzi więc równość:

$$\delta = 1 \quad (3.56).$$

W dalszej części rozważań w celu uproszczenia obliczeń założono, że siła B_θ działa w osi śrub (Rys. 3.14).



Rys. 3.14. Model zastępczego króćca teowego zastosowany do określenia nośności blachy czołowej oraz pasa słupa w warunkach ekspozycji pożarowej

Odległość osi śruby od krawędzi środka króćca b należy wyznaczać z pominięciem 80% wartości promienia wyokrąglenia, a w przypadku teowników spawanych z pominięciem 80% grubości spoiny.

Ostatecznie, wychodząc z modelu, który opiera się na równaniach równowagi sił i momentów przedstawionych na Rys. 3.15 nośność króćca teowego w warunkach pożaru dla poszczególnych mechanizmów jego zniszczenia może zostać obliczona z zależności:

- 1) w przypadku realizacji uplastycznienia blachy czołowej:

$$F_{t,ts,Rd,\theta,1} = \frac{\Sigma l_{eff} f_{y,\theta} t_f^2}{b} \quad (3.57)$$

- 2) w przypadku realizacji uplastycznienia blachy czołowej z jednoczesnym zerwaniem śrub:

$$F_{t,ts,Rd,\theta,2} = \frac{\Sigma F_{t,Rd,\theta} \cdot a}{a + b} + \frac{\Sigma l_{eff} f_{y,\theta} t_f^2}{2(a + b)} \quad (3.58)$$

- 3) w przypadku realizacji zerwania śrub:

$$F_{t,ts,Rd,\theta,3} = \Sigma F_{t,Rd,\theta} \quad (3.59)$$

Sztywność początkową płytowych składników węzła jakimi są blacha czołowa oraz pas słupa można wyznaczyć korzystając również z modelu zastępczego króćca teowego (Kozłowski *in.*, 2010). Z uwagi na to, że w rozpatrywanej fazie węzeł pracuje w zakresie sprężystym w normie PN-EN 1993-1-8 do określania sztywności składników płytowych zastosowano inne niż w przypadku określania ich nośności długości efektywne zastępczego teownika. Wyznacza się je z zależności:

$$l_{eff,ini} = 0,9l_{eff} \quad (3.60)$$

W modelu normowym pominięto również odkształcenia śrub. Ostatecznie współczynnik sztywności składników płytowych (blachy czołowej rygla i pasa słupa) zgodnie z normą PN-EN 1993-1-8 wyznacza się z zależności:

$$k_p = k_{t,ep} = k_{t,fc} = \frac{0,9l_{eff}t_f^3}{b} \quad (3.61)$$

We wzorze (3.61) wielkości l_{eff} , t_f , b wyznacza się tak jak przy określaniu nośności zastępczego króćca teowego.

3.2.3.3 Strefa rozciągana – śruby

W badaniach przeprowadzonych przez *da Silvę* z zespołem (da Silva *i in.*, 2001), śruby klasyfikowane są jako elementy o niskiej ciągliwości – ze względu na ich ograniczoną zdolność do odkształceń. Jednakże *Hu* wraz ze współpracownikami (*Hu i in.* 2007b) wykazał, że maksymalne wydłużenie rozciąganych śrub klasy 8.8 może wynosić w temperaturze pokojowej od 15% do 20% ich długości efektywnej (rozumianej jako długość zacisku). W niniejszej analizie zakłada się, że śruby poddane są działaniu sił rozciągających, a ich mechaniczna odpowiedź w warunkach pożaru modelowana jest za pomocą sprężyny o charakterystyce czysto sprężystej.

Wydłużenie sprężyste śrub w warunkach pożaru może zostać wyznaczone z zależności:

$$\Delta_{b,\theta} = \frac{B_\theta L_b}{E_\theta A_s} \quad (3.62)$$

gdzie:

B_θ – siła osiowa w śrubie specyfikowana w temperaturze θ ,

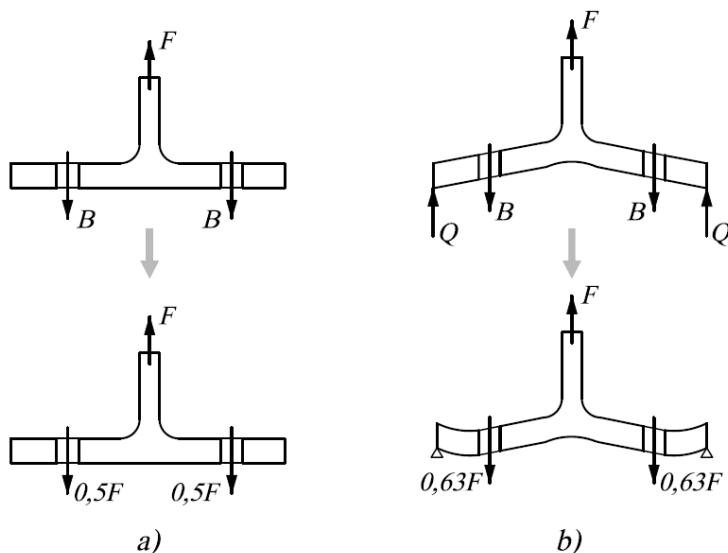
A_s – pole przekroju czynnego śruby,

L_b – baza wydłużalności śruby równa grubości kleszczenia, grubości podkładki oraz połowy wysokości łba śruby i nakrętki.

W dalszej analizie przyjęto współczynnik sztywności sprężyny modelującej pracę śrub wynoszący:

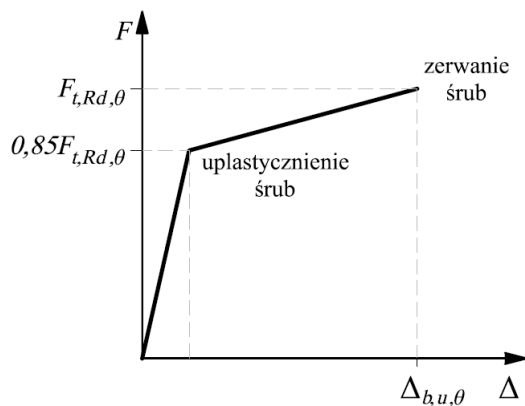
$$k_{t,b} = \frac{1,6A_s}{L_b} \quad (3.63)$$

Powyższy wzór wynika z założenia, że efekt dźwigni powoduje zwiększenie siły B w śrubach o 26% (Rys. 3.15) (Kozłowski i in., 2010).



Rys. 3.15. Model zastępczego króćca teowego do określania sztywności śrub. Wartości sił w śrubach: a) bez uwzględnienia efektu dźwigni, b) z uwzględnieniem efektu dźwigni (według Kozłowski i in., 2010)

W przypadku uwzględniania w warunkach pożaru sprężysto – idealnie plastycznej charakterystyki sprężyny modelującej zachowanie śrub można przyjąć zależność siła-przemieszczenie pokazaną na Rys. 3.16. Założenie takiej charakterystyki śrub jest konsekwencją przyjęcia modelu zaproponowanego przez Hu ze współpracownikami (Hu i in., 2009). Uprościli oni model formalny opracowany wcześniej przez Swansona i Leona (Swanson i Leon, 2001) wprowadzając prostą charakterystykę biliniową. Maksymalne wydłużenie śruby w temperaturze θ (na Rys. 3.16 oznaczone symbolem $\Delta_{b,u,\theta}$) uzyskuje się dzięki przemnożeniu długości śruby przez jej graniczne odkształcenie przy rozciąganiu specyfikowane w temperaturze θ (na Rys. 3.16 oznaczone symbolem $\varepsilon_{u,\theta}$).



Rys. 3.16. Biliniowa zależność siła-przemieszczenie przyjmowana dla śrub rozciąganych (według Hu i in., 2009)

Wytrzymałość śruby na rozciąganie w warunkach jej ekspozycji na temperaturę pożarową można wyznaczyć ze wzoru:

$$F_{t,Rd,\theta} = 0,9 f_{ub,\theta} A_s \quad (3.64)$$

gdzie:

$f_{ub,\theta}$ – wytrzymałość śruby na rozciąganie specyfikowana w temperaturze θ i wyznaczana ze wzoru:

$$f_{ub,\theta} = k_{b,\theta} \cdot f_{ub,\theta} \quad (3.65)$$

w którym:

$k_{b,\theta}$ – współczynnik redukcyjny nośności śrub w temperaturze pożarowej.

Kirby (Kirby, 1995) przeprowadził serię testów na śrubach klasy 8.8, prowadzonych w temperaturze pożarowej, i wykazał, że doznają one znacznej utraty nośności, a także sztywności w zakresie temperatury od 300°C do 700°C. Na podstawie wykonanych badań zaproponował on uwzględnienie redukcji właściwości śrub specyfikowanych dla temperatury pożarowej przez zastosowanie współczynnika alternatywnego względem rekomendacji normy PN-EN 1993-1-2, którego wartości zestawiono w Tab. 3.3.

Tab. 3.3. Wartości współczynnika redukcyjnego nośności śrub zalecane w pracy Kirby, 1995.

Temperatura śrub θ	Wartość współczynnika redukcyjnego nośności śrub $k_{b,\theta}$ specyfikowanego w temperaturze θ
$\theta \leq 300^{\circ}\text{C}$	1,0
$300^{\circ}\text{C} < \theta \leq 680^{\circ}\text{C}$	$1,0 - 0,2128(\theta - 300) \cdot 10^{-2}$
$680^{\circ}\text{C} < \theta \leq 1000^{\circ}\text{C}$	$0,17 - 0,5312(\theta - 680) \cdot 10^{-3}$

Hu z zespołem (Hu i in., 2007) przeprowadzili kolejną serię testów prowadzonych dla warunków pożaru na śrubach klasy 8.8 spełniających wymagania norm BS 4190 oraz BS EN ISO 4014 i BS EN ISO 4017. Na ich podstawie zalecili do stosowania alternatywne wartości współczynników redukcyjnych zestawione w Tab. 3.4.

Tab. 3.4. Wartości współczynnika redukcyjnego nośności śrub zalecane w pracy Hu i in., 2007.

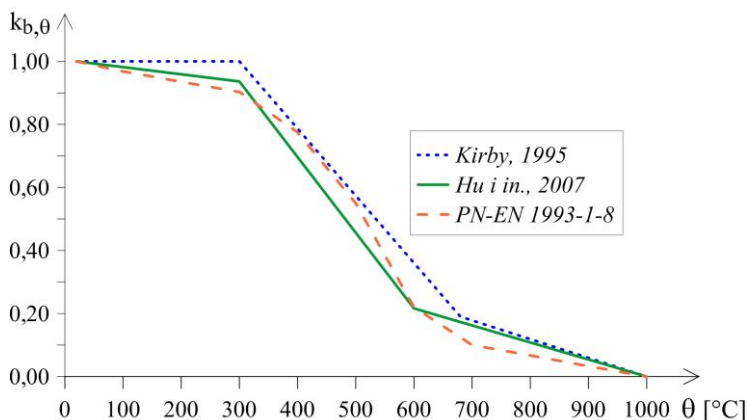
Temperatura śrub θ	Wartość współczynnika redukcyjnego nośności śrub $k_{b,\theta}$ specyfikowanego w temperaturze θ
$\theta \leq 300^{\circ}\text{C}$	$1 - (0,2275 \cdot \theta - 4,55) \cdot 10^{-3}$
$300^{\circ}\text{C} < \theta \leq 600^{\circ}\text{C}$	$0,9363 - 0,24(\theta - 300) \cdot 10^{-2}$
$600^{\circ}\text{C} < \theta \leq 1000^{\circ}\text{C}$	$0,5407 \left(1 - \frac{\theta}{1000} \right)$

Na Rys. 3.17 porównano współczynniki redukcyjne nośności śrub specyfikowane dla warunków ich ekspozycji na temperaturę pożarową zaproponowane w pracach Kirby, 1995 i Hu i in., 2007 z analogicznym współczynnikiem zalecanym do stosowania przez normę PN-EN 1993-1-2 i zestawionym w Tab. 3.5. W przypadku współczynnika zaproponowanego

przez Kirby'ego nie uwzględnia się redukcji wytrzymałości śrub w temperaturze poniżej 300°C. W temperaturze powyżej 700°C wartości współczynnika redukcyjnego zalecane przez Hu z zespołem i Kirby'ego są większe niż te rekomendowane w normie PN-EN 1993-1-2. W niniejszej analizie uwzględniono redukcję wytrzymałości śrub nawet przy niskich wartościach temperatury i w dalszych rozważaniach zastosowano współczynnik redukcyjny rekomendowany przez Eurokod.

Tab. 3.5. Wartości współczynnika redukcyjnego nośności śrub w pożarze zalecane do stosowania przez normę PN-EN 1993-1-2.

Temperatura śrub θ	Wartość współczynnika redukcyjnego nośności śrub $k_{b,\theta}$ specyfikowanego w temperaturze θ
20°C	1,0
100°C	0,968
150°C	0,952
200°C	0,935
300°C	0,903
400°C	0,775
500°C	0,550
600°C	0,220
700°C	0,100
800°C	0,067
900°C	0,033
1000°C	0,000



Rys. 3.17. Porównanie wartości współczynników redukcyjnych nośności śrub w temperaturze pożarowej proponowanych w przepisach normy PN-EN 1993-1-2 oraz w pracach Kirby, 1995 i Hu i in., 2007

W celu uwzględnienia jednoczesnego rozciągania i ścinania śrub wartość nośności śruby na rozciąganie $F_{t,b,Rd,\theta}$ można zastąpić nośnością śruby na rozciąganie zredukowaną z uwagi na obecność ścinania $F_{t,b,Rd,\theta}^V$ wyznaczaną z warunku nośności śrub przy ścinaniu z rozciąganiem podanego w normie PN-EN 1993-1-2. A zatem:

$$\frac{F_{s,b,Ed,\theta}}{F_{s,b,Rd,\theta}} + \frac{F_{t,b,Rd,\theta}^V}{1,4F_{t,b,Rd,\theta}} \leq 1,0 \quad (3.66)$$

gdzie:

$F_{s,b,Ed,\theta}$ – osiowa siła ścinająca działająca na śrubę w warunkach pożaru,

$F_{s,b,Rd,\theta}$ – nośność śruby na ścinanie specyfikowana w temperaturze θ .

3.2.3.4 Strefa rozciągana – środek słupa

Środek słupa jest składnikiem węzła klasyfikowanym jako element o ograniczonej zdolności do odkształceń. Niestety w literaturze przedmiotu brak jest szczegółowych modeli opisujących zdolność do odkształceń rozciąganego środka słupa. W normie PN-EN 1993-1-8 podano jedynie wzory na nośność środka oraz na jego sztywność początkową, które charakteryzują czysto sprężystą odpowiedź analizowanego składnika węzła w temperaturze pokojowej.

Nośność środnika słupa przy rozciąganiu w warunkach pożaru można wyznaczyć modyfikując tę zależność, co daje:

$$F_{t,wc,Rd,\theta} = \frac{\omega \cdot b_{eff,t,wc} t_{wc} f_{y,wc,\theta}}{\gamma_{M0}} \quad (3.67)$$

gdzie:

ω – współczynnik redukcyjny ze względu na ścinanie występujące w środniku słupa,

$b_{eff,t,wc}$ – szerokość współpracująca panelu słupa przy rozciąganiu, w przypadku połączeń śrubowych jest ona równa efektywnej długości odpowiednich zastępczych teowników przyjmowanych w obliczeniach nośności pasów słupa na zginanie zarówno w przypadku pojedynczych szeregów śrub, jak i grupy szeregów śrub,

t_{wc} – grubość środnika słupa,

$f_{y,wc,\theta}$ – granica plastyczności stali z której wykonany został środnik słupa, specyfikowana w temperaturze θ ,

$\gamma_{M0} = 1,0$ – częściowy współczynnik bezpieczeństwa.

Współczynnik sztywności środnika słupa poddanego rozciąganiu zgodnie z normą PN-EN 1993-1-8 dla temperatury pokojowej oblicza się z zależności:

$$k_{t,wc} = \frac{0,7 b_{eff,t,wc} t_{wc}}{d_{wc}} \quad (3.68)$$

gdzie:

d_{wc} – wysokość środnika słupa w świetle pasów.

W oparciu o symulacje numeryczne Beg z zespołem (Beg i in., 2004) wyprowadzili równanie analityczne pozwalające na wyznaczenie zdolności środnika do wydłużenia w zakresie plastycznym przy jego rozciąganiu $\Delta_{t,wc,u}$.

Ma ono zastosowanie do węzłów dwustronnych. Po uwzględnieniu w tym równaniu warunków pożaru przybiera ono postać:

$$\Delta_{t,wc,u,\theta} = \varepsilon_{t,wc,u,\theta} d_{wc} \quad (3.69)$$

gdzie:

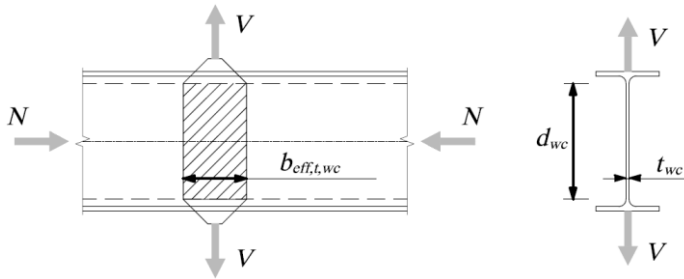
$\varepsilon_{t,wc,u,\theta}$ – graniczne odkształcenie poprzeczne środnika słupa przy jego rozciąganiu w temperaturze θ , przy czym:

$$\varepsilon_{t,wc,u,\theta} = \varepsilon_{t,wc,0,\theta} \left(\frac{\sqrt{4 - 3n_{\theta}^2} - n_{\theta}}{2} \right)^2 \quad (3.70)$$

$$n_{\theta} = \frac{\sigma_{x,wc,\theta}}{f_{y,wc,\theta}} \quad (3.71)$$

$\sigma_{x,wc,\theta}$ – całkowita wartość naprężeń ściskających wywołanych działaniem siły podłużnej N w słupie w temperaturze θ (Rys. 3.18),

$\varepsilon_{t,wc,0,\theta}$ – graniczne odkształcenie poprzeczne środka słupa specyfikowane w temperaturze θ i wyznaczone bez uwzględnienia siły podłużnej działającej na słup.



Rys. 3.18. Środek słupa poddany rozciąganiu (według Beg i in., 2004)

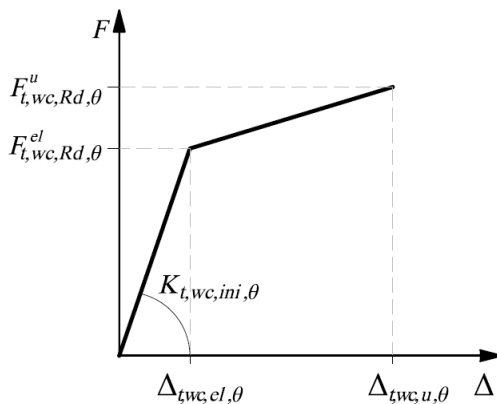
W przypadku rozciągania w węźle jednostronnym wartość uzyskaną z zależności (3.69) należy podzielić przez 2.

Korzystając z zależności (3.67) i (3.68), a także z modelu zaproponowanego przez Bega z zespołem (Beg i in., 2004) uzyskuje się biliniową zależność siła-przemieszczenie specyfikowaną dla środka słupa poddanego rozciąganiu w warunkach pożaru i przedstawioną na Rys. 3.19. Odpowiedź sprężysta środka jest tu określona za pomocą formuł opartych na wzorach podanych w normie PN-EN 1993-1-8 natomiast jego praca w zakresie plastycznym opisana jest zależnością zgodną z propozycją Bega. Sztywność początkowa analizowanego składnika węzła obliczana jest na podstawie współczynnika sztywności wyliczanego z zależności:

$$K_{t,wc,ini,\theta} = E_{\theta} k_{t,wc} \quad (3.72)$$

Graniczną nośność środka słupa poddanego rozciąganiu $F_{t,wc,Rd,\theta}^u$ można wyznaczyć po zastosowaniu formuły (3.67) przez podstawienie za wartość

granicy plastyczności $f_{y,wc,\theta}$ wartości wytrzymałości tej stali na rozciąganie specyfikowanej w temperaturze θ czyli $f_{u,wc,\theta}$.



Rys. 3.19. Zależność siła-przemieszczenie przyjęta dla środka słupa przy rozciąganiu w warunkach pożaru

3.2.3.5 Strefa rozciągana – środek belki

W przypadku połączenia z blachą czołową obliczeniową nośność środka belki przy rozciąganiu w warunkach pożaru można wyznaczać z zależności:

$$F_{t,wb,Rd,\theta} = b_{eff,t,wb} t_{wb} f_{y,wb,\theta} \quad (3.73)$$

gdzie:

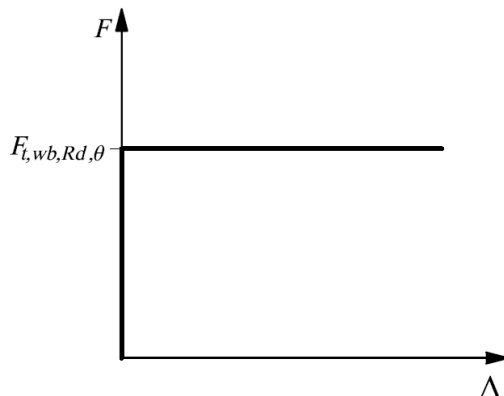
$b_{eff,t,wb}$ – grubość środka belki,

t_{wb} – szerokość efektywna środka belki przy rozciąganiu, ustalana tak samo jak w przypadku zastępczego króćca teowego, odwzorowującego pracę blachy czołowej przy zginaniu,

$f_{y,wb,\theta}$ – granica plastyczności stali z której wykonano środek belki, specyfikowana w temperaturze θ .

W niniejszych rozważaniach założono sztywno-plastyczną charakterystykę składnika modelującego pracę środka belki przy rozciąganiu (Rys. 3.20), stąd współczynnik sztywności wynosi:

$$k_{t,wb} = \infty \quad (3.74)$$

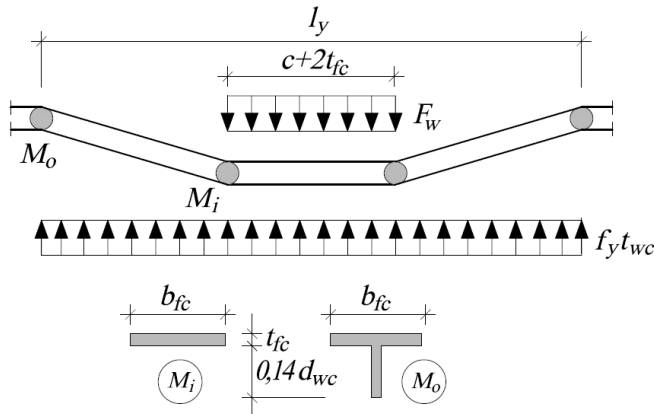


Rys. 3.20. Charakterystyka składnika modelującego pracę środnika i pasa belki przy rozciąganiu, a także przy ściskaniu w pożarze

3.2.3.6 Strefa ściskana – środnik słupa

Ściskany środnik słupa może ulec zniszczeniu przez uplastycznienie towarzyszące mechanizmowi powstawania kolejnych przegubów plastycznych w pasach słupa lub w wyniku jego sprężysto-plastycznego wybożenia (Spyrou, 2002; Block, 2006;). W przypadku smukłych środników może dochodzić również do lokalnej utraty stateczności. Z uwagi na to, że w praktyce projektowej stosowane są najczęściej przekroje z krępyimi środnikami, najbardziej prawdopodobną formą zniszczenia środnika słupa poddanego ściskaniu w pożarze jest jego uplastycznienie przy jednoczesnym powstaniu przegubów plastycznych w pasie słupa (Spyrou, 2002).

Zachowanie w warunkach pożaru środnika słupa w strefie ściskanej, jak opisano to już wcześniej w rozdziale 2 niniejszej pracy, było przedmiotem badań Blocka (Block i in., 2005; Block, 2006). Prowadził on zarówno badania doświadczalne jak również analizy teoretyczne. Do wyznaczenia nośności środnika słupa Block rekomenduje zastosowanie podejścia opracowanego wcześniej przez Johanssona i Lagerqvista (Johansson i Lagerqvist, 1995; Lagerqvist i Johansson, 1996) Zmodyfikowali oni model dźwigarów poddanych obciążeniu skupionemu zaproponowany przez Robertsa (Roberts, 1981) przez włączenie części środnika słupa (ściślej 14% wysokości płaskiej części środnika) do kalkulacji nośności plastycznej pasów słupa w miejscu powstania przegubów plastycznych (Rys. 3.21). Model Johanssona i Lagerqvista opisuje zachowanie strefy ściskanej słupa w podstawowej sytuacji projektowej, wymaga więc przekształcenia go na warunki pożarowe, co zostało wykonane przez autorkę i zaprezentowane w niniejszej pracy.



Rys. 3.21. Model służący do wyznaczenia nośności środknika słupa w strefie ściskanej – założony mechanizm powstania przegubów plastycznych w pasie słupa (według Lagerqvist i Johansson, 1996)

Wychodząc z konwencjonalnego modelu *Johanssona* i *Lagerqvista* nośność środknika słupa poddanego ściskaniu w temperaturze θ można wyznaczyć z zależności:

$$F_{c,wc,Rd,\theta} = l_{y,\theta} t_{wc} f_{y,wc,\theta} \chi_{\theta} \quad (3.75)$$

gdzie:

t_{wc} – grubość środknika słupa,

$l_{y,\theta}$ – zasięg uplastycznionej strefy środknika (Rys. 3.21) w temperaturze θ ,

$f_{y,wc,\theta}$ – wartość granicy plastyczności stali z której wykonano środknik słupa w temperaturze θ ,

χ_{θ} – parametr smukłości specyfikowany dla temperatury θ .

Parametr smukłości χ_{θ} należy wyznaczać z zależności:

$$\chi_{\theta} = 0,06 + \frac{0,47}{\lambda_{\theta}} \leq 1,0 \quad (3.76)$$

w której:

$$\lambda_{\theta} = \sqrt{\frac{F_{y,wc,\theta}}{F_{cr,wc,\theta}}} = \sqrt{\frac{l_{y,\theta} t_{wc} f_{y,wc,\theta}}{k_F \frac{\pi^2 E_{\theta}}{12(1-\nu^2)} \frac{t_{wc}^3}{d_{wc}}}} = \sqrt{\frac{l_{y,\theta} t_{wc} f_{y,wc,\theta}}{0,9 k_F E_{\theta} \frac{t_{wc}^3}{d_{wc}}}} \quad (3.77)$$

gdzie:

$F_{y,wc,\theta}$ – nośność przekroju środnika słupa w temperaturze θ ,

$F_{cr,wc,\theta}$ – siła krytyczna powodująca wyboczenie sprężyste środnika słupa w temperaturze θ ,

E_θ – wartość modułu Younga specyfikowanego dla stali konstrukcyjnej o temperaturze θ ,

d_{wc} – wysokość płaskiej części środnika słupa,

k_F – parametr niestateczności określony jako:

– dla węzłów jednostronnych:

$$k_F = 3,5 + 2 \left(\frac{d_{wc}}{a_{wc}} \right)^2 \quad (3.78)$$

– dla węzłów dwustronnych:

$$k_F = 6 + 2 \left(\frac{d_{wc}}{a_{wc}} \right)^2 \quad (3.79)$$

gdzie:

a_{wc} – rozstaw żebier poprzecznych usztywniających środnik,

pozostałe oznaczenia jak we wzorze (3.75).

Zasięg strefy uplastycznienia w temperaturze θ (na Rys. 3.21 oznaczony symbolem $l_{y,\theta}$) można wyznaczyć z zależności:

$$l_y = c + 2t_{fc}(1 + \sqrt{m_1 + m_2}) \quad (3.80)$$

w której:

c_{wc} – szerokość strefy obciążenia (Rys. 3.22).

Poza tym:

$$m_1 = \frac{f_{y,fc,\theta} b_{fc}}{f_{y,wc,\theta} t_{wc}} \quad (3.81)$$

oraz:

$$m_2 = 0,02 \left(\frac{d_{wc}}{t_{fc}} \right)^2, \quad \text{jeżeli } \lambda_\theta < 0,05 \quad \text{to } m_2 = 0 \quad (3.82).$$

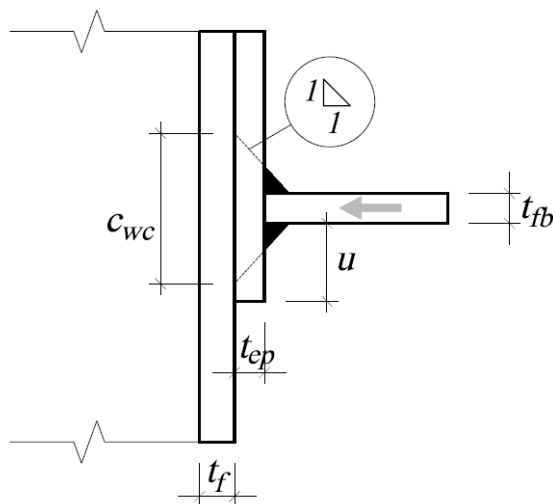
Szerokość strefy obciążenia ustala się zgodnie z formułą (Rys. 3.22):

$$c_{wc} = t_{ep} + \sqrt{2}a_{ep} + t_{ep} + \min(u; \sqrt{2}a_{ep} + t_{ep}) \quad (3.83)$$

gdzie:

t_{ep} – grubość blachy czołowej,

a_{ep} – grubość spoiny łączącej blachę czołową z pasem rygla.



Rys. 3.22. Szerokość strefy obciążenia ściskanego środka słupa

Alternatywnie, nośność środka słupa w strefie ściskania w temperaturze θ można wyznaczyć korzystając z modelu rekomendowanego w normie PN-EN 1993-1-8, po jego odpowiedniej modyfikacji na warunki pożarowe.

A zatem:

$$F_{c,wc,Rd,\theta} = \frac{\omega k_{wc} b_{eff,c,wc} t_{wc} f_{y,wc,\theta}}{\gamma_{M0}} \leq \frac{\omega k_{wc} b_{eff,c,wc} t_{wc} f_{y,wc,\theta}}{\gamma_{M1}} \left(\frac{\bar{\lambda}_{\theta} - 0,2}{\bar{\lambda}_{\theta}^2} \right) \quad (3.84)$$

gdzie:

ω – współczynnik redukcyjny uwzględniający interakcję ze ścinaniem w panelu środka słupa, ustalany w zależności od konfiguracji węzła (zgodnie z Tablicą 6.3 normy PN-EN 1993-1-8),

k_{wc} – współczynnik redukcyjny zależny od wartości ściskających naprężeń normalnych od siły podłużnej i momentu zginającego w części płaskiej środka, ustalany zgodnie z punktem 6.2.6.2 normy PN-EN 1993-1-8,

$b_{eff,c,wc}$ – efektywna szerokość środnika słupa przy ściskaniu,
 t_{wc} – grubość środnika słupa,
 $f_{y,wc,\theta}$ – wartość granicy plastyczności stali środnika słupa w temperaturze θ ,
 $\gamma_{M,0}, \gamma_{M,1}$ – częściowe współczynniki bezpieczeństwa kalibrowane zgodnie z regułami wyjątkowej kombinacji oddziaływań,
 $\bar{\lambda}_\theta$ – smukłość płytowa w temperaturze θ (definiowana w sposób klasyczny, to jest jako pierwiastek kwadratowy ze stosunku nośności plastycznej przekroju środnika $F_{pw,\theta}$ do jego nośności na wyboczenie sprężyste $F_{cr,\theta}$):

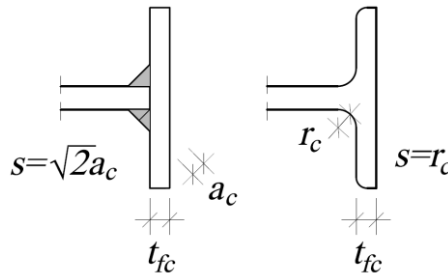
$$\bar{\lambda}_\theta = \sqrt{\frac{F_{pw,\theta}}{F_{cr,\theta}}} = \sqrt{\frac{b_{eff,c,wc} t_{wc} f_{y,wc,\theta}}{\frac{\pi E_\theta t_{wc}^3}{3(1-\nu^2) d_{wc}}}} = 0,932 \sqrt{\frac{b_{eff,c,wc} t_{wc} f_{y,wc,\theta}}{E_\theta t_{wc}^2}} \quad (3.85)$$

Wyboczenie środnika słupa staje się krytyczną formą jego zniszczenia w przypadku gdy smukłość $\bar{\lambda}_\theta \geq 0,72$. Jeżeli tak nie jest to nośność środnika słupa ograniczona jest warunkiem jego uplastycznienia na efektywnej szerokości określonej równaniem:

$$b_{eff,c,wc} = t_{fb} + 2\sqrt{2}a_{ep} + 5(t_{fc} + s) + \min(t_{ep} + c; 2t_{ep}) \quad (3.86)$$

gdzie:

t_{fb} – grubość pasa rygla,
 t_{fc} – grubość pasa słupa,
 t_{ep} – grubość blachy czołowej,
 a_{ep} – grubość spoiny łączącej blachę czołową z pasem rygla,
 c – długość wystającego poza pas odcinka blachy czołowej,
 s – zgodnie z Rys. 3.23.



Rys. 3.23. Sposób ustalania wartości s

W niniejszej pracy założono sprężysto-idealnie plastyczną charakterystykę sprężyny modelującej pracę środnika w strefie ściskanej, a do wyznaczenia nośności ściskanego panelu środnika wybrano podejście oparte na modelu normowym (PN-EN 1993-1-8) gdyż w odróżnieniu od modelu *Johanssona* i *Lagerqvista* może ono być stosowane także przy smukłych środnikach. Podejście *Johanssona* i *Lagerqvista* nie przewiduje bowiem możliwości wystąpienia lokalnej utraty stateczności w panelu środnika słupa. Ponadto zmodyfikowany model normowy uwzględnia efekty ścinania oraz obecność osiowej siły ściskającej w słupie. Wartości częściowych współczynników bezpieczeństwa $\gamma_{M,0}$ i $\gamma_{M,1}$ przyjęto jako równe 1,0.

Chcąc uwzględnić nieliniowy charakter pracy sprężyny obrazującej zachowanie ściskanego środnika słupa można posłużyć się wzorem na graniczne odkształcenie tego środnika sformułowanim przez *Blocka* (*Block, 2006*), a także przytoczonymi wcześniej i wyspecyfikowanymi dla niego biliniowymi relacjami siła -przemieszczenie.

Opierając się na analizie parametrycznej *Block* (*Block, 2006*) opracował empiryczny wzór pozwalający na obliczenie zdolności do odkształceń środnika słupa poddanego ściskaniu. Modyfikując konwencjonalny wzór ze względu na warunki pożarowe graniczne wydłużenie środnika słupa w temperaturze θ można wyznaczyć z zależności:

$$\Delta_{c,wc,u,\theta} = \frac{l_y t_{wc}^2}{2b_{fc} t_{fc}} \sqrt{\frac{t_{wc}}{t_{fc}} \frac{d_{wc}}{c}} \chi_{\theta} \quad (3.87)$$

w której wszystkie oznaczenia jak we wzorach (3.75) i (3.77).

Parametr smukłości χ_{θ} należy wyznaczać z zależności służących do określania nośności ściskanego środnika słupa. *Block* zarekomendował w swojej pracy (*Block, 2006*) stosowanie na tym polu podejścia zaproponowanego wcześniej przez *Johanssona* i *Lagerqvista* (*Johansson i Lagerqvist, 1995; Lagerqvist i Johansson, 1996*).

W swoich analizach *Block* założył, że kształt relacji siła-przemieszczenie dla środnika słupa w temperaturze pożarowej, z uwagi na najczęstszy model zniszczenia środnika, czyli jego uplastycznienie, jest podobny do kształtu krzywych naprężenie-odkształcenie odnoszących się do stali węglowych i zaproponowanych do stosowania w normie PN-EN 1993-1-2. Zgodnie z modelem *Blocka* relacje siła-przemieszczenie dla ściskanego środnika słupa w warunkach pożaru, pokazane na Rys. 3.24, można wyznaczyć z zależności podanych poniżej. Zakres sprężysty opisany jest przy tym równaniem:

$$F_{c,wc,i,\theta} = \Delta_{c,wc,i,\theta} K_{c,wc,ini,\theta} \quad \Delta_{c,wc,i,\theta} \leq \Delta_{c,wc,el,\theta} \quad (3.88)$$

Zakres plastyczny natomiast zależnością:

$$F_{c,wc,i,\theta} = F_{c,wc,el,\theta} - c + \frac{b}{a} \sqrt{a^2 - (\Delta_{c,wc,u,\theta} - \Delta_{c,wc,i,\theta})^2}$$

$$\Delta_{c,wc,el,\theta} < \Delta_{c,wc,i,\theta} \leq \Delta_{c,wc,u,\theta} \quad (3.89)$$

w których:

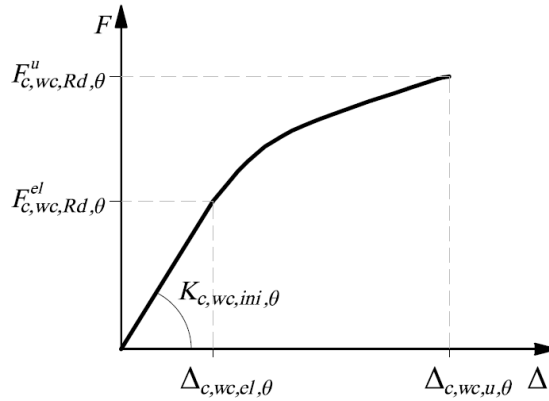
$$\Delta_{c,wc,el,\theta} = \frac{F_{c,wc,el,\theta}}{K_{c,wc,ini,\theta}} \quad (3.90)$$

oraz

$$F_{c,wc,el,\theta} = \frac{F_{c,wc,u,\theta}}{2} \quad (3.91)$$

gdzie:

$K_{c,wc,ini,\theta}$ – sztywność początkowa ściskanego środniczka słupa w temperaturze θ .



Rys. 3.24. Relacja siła-przemieszczenie dla ściskanego środniczka słupa specyfikowana dla warunków pożarowych (według Block, 2006)

Parametry a , b , c niezbędne do wykorzystania w zależnościach (3.88) i (3.89) opisane są wzorami:

$$a^2 = (\Delta_{c,wc,u,\theta} - \Delta_{c,wc,el,\theta}) - \left(\Delta_{c,wc,u,\theta} - \Delta_{c,wc,el,\theta} + \frac{c}{K_{c,wc,ini,\theta}} \right) \quad (3.92)$$

$$b^2 = c(\Delta_{c,wc,u,\theta} - \Delta_{c,wc,el,\theta})K_{c,wc,ini,\theta} + c^2 \quad (3.93)$$

$$c = \frac{(F_{c,wc,u,\theta} - F_{c,wc,el,\theta})^2}{(\Delta_{c,wc,u,\theta} - \Delta_{c,wc,el,\theta})K_{c,wc,ini,\theta} - 2(F_{c,wc,u,\theta} - F_{c,wc,el,\theta})} \quad (3.94)$$

Jak wynika z zależności (3.91) strefa sprężysta ograniczona jest do wartości $\frac{F_{c,wc,u,\theta}}{2}$, a więc jest mniejsza niż w przypadku krzywej moment-obrót definiowanej w normie *PN-EN 1993-1-8* dla tego rodzaju węzła i dla temperatury pokojowej. Takie ograniczenie wynika z faktu redukcji granicy proporcjonalności stali w temperaturze pożarowej.

Block w swojej pracy (*Block, 2006*) poszukiwał również odpowiedniego równania pozwalającego na określenie sztywności początkowej ściskanej strefy środnika słupa.

Spośród analizowanych sześciu podejść umożliwiających wyznaczenie sztywności początkowej środnika słupa w temperaturze 20°C do dalszej analizy wybrał on równanie opracowane najpierw przez *Ariberta* z zespołem (*Aribert i in., 2002*), a następnie zmodyfikowane przez *Ariberta* i *Younesa* (*Aribert i Younes, 2003*), o postaci:

$$K_{c,wc,ini} = 0,95E \sqrt[4]{\frac{b_{fc}t_{fc}^3t_{wc}^2}{b_{eff,c,wc}d_{wc}}} \quad (3.95)$$

W powyższym wzorze wszystkie oznaczenia należy przyjmować zgodnie ze wzorami (3.75) i (3.77). Wyniki uzyskane z zależności (3.95) *Block* porównał z wynikami własnych badań eksperymentalnych oraz testów przeprowadzonych przez *Spyrou* (*Spyrou, 2002*), a następnie dostosował zależność wyprowadzoną przez *Ariberta* i *Younesa* do warunków pożarowych wprowadzając współczynnik redukcyjny dla modułu Younga. Pozwoliło to na modyfikację wartości współczynnika $K_{c,wc,ini}$ z formuły (3.95) do postaci:

$$K_{c,wc,ini,\theta} = \frac{2}{3}k_{E,\theta}E \sqrt[4]{\frac{b_{fc}t_{fc}^3t_{wc}^2}{b_{eff,c,wc}d_{wc}}} \quad (3.96)$$

Z uwagi na to, że w niniejszej pracy do ustalenia nośności ściskanego środnika słupa wykorzystano podejście oparte na modelu normowym (*PN-EN 1993-1-8*), także sztywność początkową ściskanego środnika słupa oraz współczynnik sztywności ściskanego środnika słupa zaleca się wyznaczać stosując podejście normowe uogólnione na przypadek pożaru.

A zatem zachodzi:

$$K_{c,wc,ini,\theta} = \frac{0,7b_{eff,c,wc}t_{wc}}{d_{wc}} E_{\theta} \quad (3.97)$$

oraz

$$k_{c,wc,\theta} = \frac{0,7b_{eff,c,wc}t_{wc}}{d_{wc}} \quad (3.98)$$

gdzie:

$b_{eff,c,wc}$ – efektywna szerokość środka słupa przy ściskaniu,

t_{wc} – grubość środka słupa,

d_{wc} – wysokość płaskiej części środka słupa.

3.2.3.7 Strefa ściskana – środek i pas belki

Siłę ściskającą przenoszoną przez środek oraz przez pas belki w temperaturze θ wyznaczyć można zastępując moment zginający przenoszony przez przekrój belki w temperaturze θ parą sił działających w osiach pasów belki, z których każda ma wartość:

$$F_{c,fb,Rd,\theta} = \frac{M_{c,Rd,\theta}}{h_b - t_{fb}} = \frac{W_{y,b} f_{y,\theta}}{(h_b - t_{fb})} \quad (3.99)$$

gdzie:

$M_{c,Rd,\theta}$ – nośność przekroju belki na ściskanie w temperaturze θ ,

$W_{y,b}$ – wskaźnik zginania specyfikowany dla przekroju poprzecznego belki względem tak zwanej silnej osi tego przekroju,

$f_{y,\theta}$ – wartość granicy plastyczności stali konstrukcyjnej o temperaturze θ ,

h_b – wysokość przekroju poprzecznego belki,

t_{fb} – grubość pojedynczego pasa belki.

Analogicznie jak w przypadku strefy rozciąganej belki w przypadku strefy ściskanej przyjęto również sztywno-plastyczną charakterystykę składnika modelującego pracę środka i pasa belki przy ściskaniu (Rys. 3.20). Stąd w zależności (3.99) wskaźnik zginania przekroju poprzecznego będzie wskaźnikiem oporu plastycznego $W_{y,pl}$, a współczynnik sztywności wyniesie:

$$k_{c,fb} = \infty \quad (3.100)$$

3.2.3.8 Strefa ścinana – środnik słupa

W klasycznym podejściu do modelowania podatności węzłów stalowych jako składnik węzła aktywny w strefie ścinania analizowany jest jedynie środnik słupa. Takie podejście jest konsekwencją założenia, że rozpatrywany węzeł obciążony jest wyłącznie momentem zginającym. W związku z powyższym również w niniejszym rozdziale zaprezentowano uogólniony na przypadek pożaru model ścinanego środnika słupa. W kolejnym rozdziale (rozdział 3.5.3) przedstawione zostaną podejścia pozwalające na uwzględniające wpływu siły podłużnej i siły ścinającej na pracę poszczególnych składników węzła.

Modele analityczne dotyczące pracy ścinanego środnika słupa w temperaturze pożarowej są jeszcze bardzo nieliczne i trudno dostępne w literaturze przedmiotu. Na ogół ograniczone są one jedynie do specyfikacji wzorów na sztywność i nośność środnika słupa. Przykładem takiego podejścia może być model formalny zaproponowany w pracy W.Y. Wanga z zespołem (Wang W.Y. i in., 2007).

Środnik słupa poddany działaniu siły ścinającej przenoszonej z pasa belki może być modelowany jako krótki słup, dla którego odkształcenia wywołane działaniem momentu zginającego są dużo mniejsze niż te spowodowane oddziaływaniem siły ścinającej. Wychodząc z powyższego założenia W.Y. Wang w swoim modelu podaje za pracę Jing, 2004 zależność na określenie sztywności początkowej słupa w temperaturze θ . Ma ona postać:

$$K_{s,wp,ini,\theta} = \frac{E_{\theta} h_c t_{wc}}{2(h_b - t_{fb})(1 + \mu_s)} \quad (3.101)$$

gdzie:

E_{θ} – wartość modułu Younga specyfikowanego dla stali konstrukcyjnej o temperaturze θ ,

h_c – wysokość przekroju poprzecznego słupa,

t_{wc} – grubość środnika słupa,

h_b – wysokość przekroju poprzecznego belki,

t_{fb} – grubość pojedynczego pasa belki,

μ_s – współczynnik Poissona stali konstrukcyjnej określony w temperaturze pokojowej.

Uogólniając na przypadek pożaru podejście normowe rekomendowane w przepisach PN-EN 1993-1-8 sztywność panelu środnika słupa w warunkach ścinania można wyznaczyć z zależności:

$$K_{s,wp,ini,\theta} = E_{\theta} \frac{0,38 d_{wc} t_{wc}}{\beta z} \quad (3.102)$$

gdzie:

E_θ – wartość modułu Younga specyfikowanego dla stali konstrukcyjnej o temperaturze θ ,

d_{wc} – wysokość płaskiej części środnika słupa.

t_{wc} – grubość środnika słupa,

z – ramię dźwigni (ustalane według Rys. 6.15 normy *PN-EN 1993-1-8*),

β – tak zwany parametr transformacji (zestawiony w. Tablicy 5.4 normy *PN-EN 1993-1-8* i uwzględniający konfigurację węzła).

Analogicznie wartość współczynnika sztywności środnika słupa przy ścinaniu można wyznaczyć z poniższego wzoru, przyjmując oznaczenia jak w zależności (3.102):

$$k_{s,wp,\theta} = \frac{0,38d_{wc}t_{wc}}{\beta z} \quad (3.103)$$

Podstawiając za współczynnik *Poissona* wartość 0,3 w zależności (3.101) otrzymuje się równanie bardzo zbliżone do formuły normowej (3.102). Podejścia te różnią się określeniem wielkości przekroju czynnego przy ścinaniu. W normie *PN-EN 1993-1-8* uwzględnia się bowiem jedynie płaską część środnika pomiędzy wyokrągleniami natomiast w zależności rekomendowanej przez *W.Y. Wanga* pod uwagę brany jest przekrój czynny o wysokości równej całej wysokości przekroju słupa. Ponadto w podejściu normowym wartość sztywności początkowej zależy od konfiguracji węzła. Można więc twierdzić że wzór proponowany przez *W.Y. Wanga* jest pewnym uproszczeniem zależności normowej. Należy również zwrócić uwagę na fakt, że *W.Y. Wang* w swoim modelu stosuje inne niż podane w normie *PN-EN 1993-1-2* współczynniki redukcyjne do modułu Younga oraz do granicy plastyczności stali. Można je znaleźć w pracy *Wang W.Y. i in., 2007*.

Wartość nośności ścinanego panelu środnika słupa w temperaturze θ można wyznaczyć z zależności:

$$F_{s,wp,Rd,\theta} = \frac{0,9f_{y,\theta}A_{vc}}{\sqrt{3}\gamma_{M0}} \quad (3.104)$$

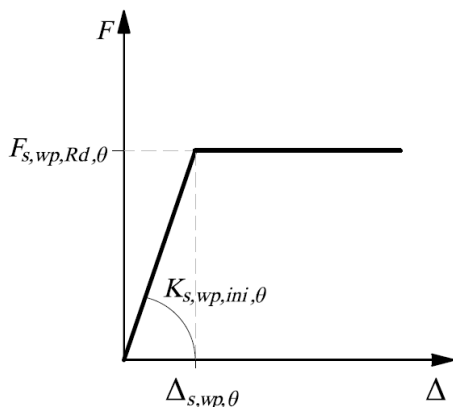
gdzie:

γ_{M0} – częściowy współczynnik bezpieczeństwa,

A_{vc} – pole przekroju czynnego przy ścinaniu.

Wartość częściowego współczynnika bezpieczeństwa γ_{M0} rekomenduje się przyjmować jako równą 1,0, zaś pole przekroju czynnego przy ścinaniu należy określać analogicznie jak w przypadku wyznaczania sztywności początkowej.

Na Rys. 3.25 pokazano rekomendowaną przez autorkę niniejszej pracy charakterystykę sprężyny modelującej pracę panelu środknika słupa w strefie ścinania w warunkach ekspozycji ogniowej.

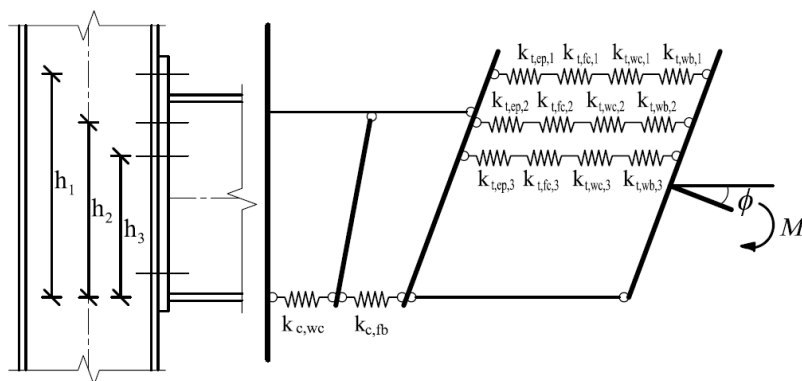


Rys. 3.25. Charakterystyka sprężyny modelującej panel środknika słupa w strefie ścinania w warunkach ekspozycji ogniowej

3.2.4. Złożenie składników modelujących pracę węzła

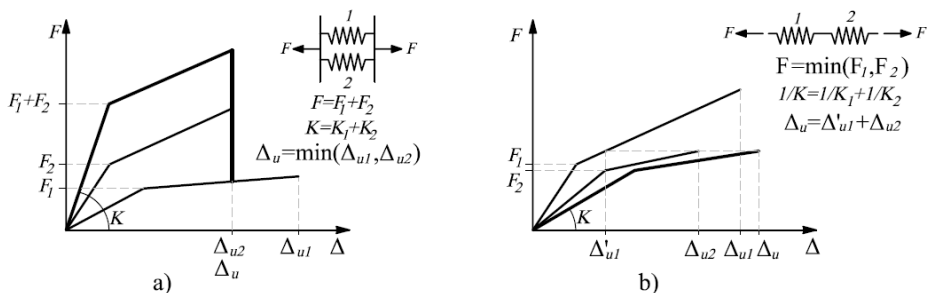
3.2.4.1 Podstawowe zasady sumowania nośności i sztywności elementów węzła

Kolejnym etapem stosowania metody składnikowej jest złożenie aktywnych składników węzła tak, aby móc wyznaczyć specyficzną dla niego charakterystykę moment-obrót. Wszystkie składniki węzła reprezentowane są za pomocą sprężyn, połączonych wzajemnie w sposób szeregowy lub równoległy. Model „sprężynowy” przykładowego węzła pokazano na Rys. 3.26.



Rys. 3.26. Model metody składnikowej typowy dla węzła z wystającą blachą czołową

Zasady sumowania nośności i sztywności poszczególnych składników węzła pokazane zostały na Rys. 3.27.



Rys. 3.27. Zasady sumowania nośności i sztywności poszczególnych sprężyn modelowanych w metodzie składnikowej: a) połączone równoległe, b) połączone szeregowo (według Kozłowski, 2012)

3.2.4.2 Nośność węzła specyfikowana przy zginaniu

Pierwszym parametrem niezbędnym do wyznaczenia charakterystyki moment-obrót węzła w warunkach pożaru jest jego nośność przy zginaniu specyfikowana dla temperatury θ która w przypadku węzłów śrubowych z n -rzędami śrub może zostać wyznaczona z zależności:

$$M_{j,Rd,\theta} = \sum_{r=1}^n h_r F_{tr,Rd,\theta} \quad (3.105)$$

gdzie:

r – numer szeregu śrub,

$F_{tr,Rd,\theta}$ – odniesiona do r -tego szeregu śrub najmniejsza nośność w temperaturze θ spośród i rozpatrywanych składników,

h_r – odległość r -tego szeregu śrub od środka strefy ściskanej węzła, przyjmowanego na ogół w osi pasa ściskanego belki.

Nośność r -tego szeregu śrub równa jest nośności najsłabszego składnika w rozpatrywanym rzędzie śrub lub nośności składników ściskanych lub też nośności na ścinanie panelu środnika słupa. To oznacza, że zachodzi:

$$F_{tr,Rd,\theta} = \min \left(F_{t,ep,r,Rd,\theta}, F_{t,fc,r,Rd,\theta}, F_{t,wc,r,Rd,\theta}, F_{t,wb,r,Rd,\theta}, \frac{F_{s,wp,Rd,\theta}}{\beta} \right) \quad (3.106)$$

gdzie:

$F_{t,ep,r,Rd,\theta}$ – nośność blachy czołowej przy zginaniu w temperaturze θ ,

$F_{t,fc,r,Rd,\theta}$ – nośność pasa słupa przy zginaniu w temperaturze θ ,

$F_{t,wc,r,Rd,\theta}$ – nośność środnika słupa w strefie rozciągania w temperaturze θ ,

$F_{t,wb,r,Rd,\theta}$ – nośność środnika belki w strefie rozciągania w temperaturze θ ,

$F_{c,wc,r,Rd,\theta}$ – nośność środnika słupa w strefie ściskania w temperaturze θ ,

$F_{c,fb,r,Rd,\theta}$ – nośność pasa i środnika belki przy ściskaniu w temperaturze θ ,

$F_{s,wp,r,Rd,\theta}$ – nośność panelu środnika słupa w strefie ścinania w temperaturze θ ,

β – parametr transformacji (według opisu podanego w rozdziale 3.2.2.3 niniejszej pracy).

Równanie (3.106) pozwala na wyznaczenie nośności r -tego szeregu śrub tylko wtedy gdy odległość do następnego szeregu śrub jest wystarczająco duża a pas słupa i blacha czołowa pozwalają na realizację indywidualnych mechanizmów zniszczenia. W przeciwnym przypadku szeregi śrub ulegną awarii jako grupa szeregów śrub, a więc nośność takiej grupy szeregów śrub będzie mniejsza od sumy nośności poszczególnych szeregów śrub traktowanych indywidualnie. W normie *PN-EN 1993-1-8* rekomenduje się uwzględnienie tego efektu przez określenie nośności indywidualnie dla każdego szeregu śrub a dopiero następnie w połączeniu z kolejnymi szeregami śrub znajdującymi się powyżej.

Procedurę taką można podsumować w następujący sposób:

- obliczenie nośności szeregu śrub nr 1 z pominięciem pozostałych szeregów śrub:

$$F_{t1,Rd,\theta} = \min \left(F_{t,ep,1,Rd,\theta}, F_{t,fc,1,Rd,\theta}, F_{t,wc,1,Rd,\theta}, F_{t,wb,1,Rd,\theta}, \frac{F_{s,wp,Rd,\theta}}{\beta} \right) \quad (3.107)$$

- obliczenie nośności szeregu śrub nr 2 z pominięciem szeregów śrub poniżej, ale z uwzględnieniem możliwości interakcji z szeregiem śrub nr 1:

$$F_{t2,Rd,\theta} = \min \left(\begin{array}{l} F_{t,ep,2,Rd,\theta}, F_{t,fc,2,Rd,\theta}, F_{t,wc,2,Rd,\theta}, F_{t,wb,2,Rd,\theta}, \\ F_{t,ep,(1+2),Rd,\theta} - F_{t1,Rd,\theta}, F_{t,fc,(1+2),Rd,\theta} - F_{t1,Rd,\theta}, \\ F_{t,wc,(1+2),Rd,\theta} - F_{t1,Rd,\theta}, F_{t,wb,(1+2),Rd,\theta} - F_{t1,Rd,\theta}, \\ F_{c,wc,Rd,\theta} - F_{t1,Rd,\theta}, F_{c,fb,Rd,\theta} - F_{t1,Rd,\theta}, \\ \frac{F_{s,wp,Rd,\theta}}{\beta} - F_{t1,Rd,\theta} \end{array} \right) \quad (3.108)$$

- obliczenie nośności szeregu śrub nr 3 z pominięciem szeregów śrub poniżej, ale z uwzględnieniem możliwości interakcji z szeregami znajdującymi się powyżej:

$$F_{t3,Rd,\theta} = \min \left(\begin{array}{l} F_{t,ep,3,Rd,\theta}, F_{t,fc,3,Rd,\theta}, F_{t,wc,3,Rd,\theta}, F_{t,wb,3,Rd,\theta}, \\ F_{t,ep,(2+3),Rd,\theta} - F_{t2,Rd,\theta}, F_{t,fc,(2+3),Rd,\theta} - F_{t2,Rd,\theta}, \\ F_{t,wc,(2+3),Rd,\theta} - F_{t2,Rd,\theta}, F_{t,wb,(2+3),Rd,\theta} - F_{t2,Rd,\theta}, \\ F_{t,ep,(1+2+3),Rd,\theta} - F_{t1,Rd,\theta} - F_{t2,Rd,\theta}, \\ F_{t,fc,(1+2+3),Rd,\theta} - F_{t1,Rd,\theta} - F_{t2,Rd,\theta}, \\ F_{t,wc,(1+2+3),Rd,\theta} - F_{t1,Rd,\theta} - F_{t2,Rd,\theta}, \\ F_{t,wb,(1+2+3),Rd,\theta} - F_{t1,Rd,\theta} - F_{t2,Rd,\theta}, \\ F_{c,wc,Rd,\theta} - F_{t1,Rd,\theta} - F_{t2,Rd,\theta}, \\ F_{c,fb,Rd,\theta} - F_{t1,Rd,\theta} - F_{t2,Rd,\theta}, \\ \frac{F_{s,wp,Rd,\theta}}{\beta} - F_{t1,Rd,\theta} - F_{t2,Rd,\theta} \end{array} \right) \quad (3.109)$$

i tak dalej.

3.2.4.3 Sztywność obrotowa całego węzła

W celu wyznaczenia drugiego parametru określającego charakterystykę moment-obrót węzła, jakim jest jego sztywność obrotowa, model węzła może zostać uproszczony przez zastąpienie każdego szeregu śrub równoważną sprężyną o efektywnym współczynniku sztywności równym:

$$k_{eff,r} = \frac{1}{\sum_i \frac{1}{k_{i,r}}} \quad (3.110)$$

gdzie:

$k_{i,r}$ – współczynnik sztywności reprezentujący i -tą część podstawową związaną z r -tym szeregiem śrub.

W przypadku węzła pokazanego na Rys. 3.26 efektywny współczynnik sztywności równoważnej sprężyny r -tego szeregu śrub należy wyznaczać ze wzoru:

$$k_{eff,r} = \frac{1}{\frac{1}{k_{t,ep,r}} + \frac{1}{k_{t,fc,r}} + \frac{1}{k_{t,wc,r}} + \frac{1}{k_{t,wb,r}}} \quad (3.111)$$

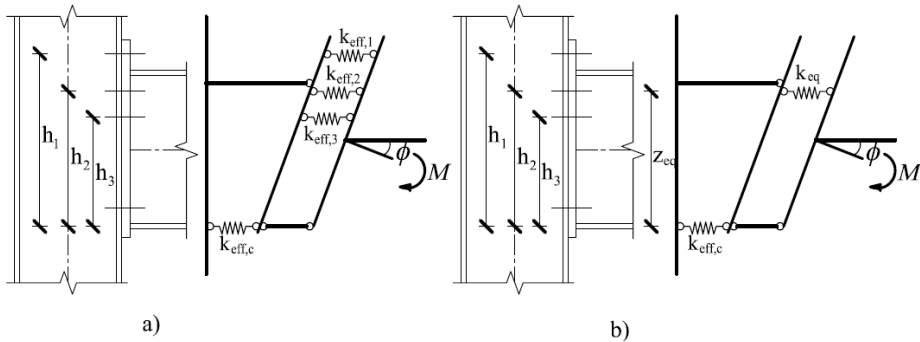
Z uwagi na to, że zakłada się nieskończoną sztywność środniczki belki przy rozciąganiu zależność (3.111) ostatecznie przyjmuje postać:

$$k_{eff,r} = \frac{1}{\frac{1}{k_{t,ep,r}} + \frac{1}{k_{t,fc,r}} + \frac{1}{k_{t,wc,r}}} \quad (3.112)$$

Również elementy ściskane i ścinane mogą zostać zastąpione równoważną sprężyną, której efektywny współczynnik sztywności dla węzła pokazanego na Rys. 3.26 można wyznaczyć z zależności:

$$k_{eff,c} = \frac{1}{\frac{1}{k_{s,wp}} + \frac{1}{k_{c,fb}} + \frac{1}{k_{c,wc}}} \quad (3.113)$$

Taki uproszczony model węzła pokazano na Rys. 3.28a.



Rys. 3.28. Zastępczy model węzła podatnego: a) równoważny, b) uproszczony

Równoważny model węzła (Rys. 3.28a) może zostać uproszczony jeszcze bardziej przez wprowadzenie zastępczej sprężyny modelującej pracę wszystkich rozciąganych składników węzła (Rys. 3.28b). Współczynnik zastępczej rozciąganej sprężyny należy wtedy wyznaczać z zależności:

$$k_{eq} = \frac{\sum k_{eff,r} h_r}{z_{eq}} \quad (3.114)$$

gdzie:

h_r – odległość r -tego szeregu śrub od środka ściskania,

z_{eq} – zastępcze ramię dźwigni.

Zastępcze ramię dźwigni wyznacza się ze wzoru:

$$z_{eq} = \frac{\sum k_{eff,r} h_r^2}{\sum_r k_{eff,r} h_r} \quad (3.115)$$

Przy tak uproszczonym modelu łatwo wyznaczyć sztywność początkową węzła w temperaturze θ . Zachodzi bowiem:

$$S_{j,ini,\theta} = E_{\theta} z_{eq}^2 \frac{k_{eff,c} k_{eq}}{k_{eff,c} + k_{eq}} \quad (3.116)$$

Następnie wyznacza się sztywność sieczną węzła specyfikowaną dla temperatury θ . Wystarczy posłużyć się formułą:

$$S_{j,\theta} = \frac{E_{\theta} z_{eq}^2}{\mu_{\theta} \sum_i \frac{1}{k_i}} \quad (3.117)$$

gdzie:

$$\mu_{\theta} - \text{stosunek sztywności } \frac{S_{j,ini,\theta}}{S_{j,\theta}}.$$

3.2.4.4 Charakterystyka moment-obrót specyfikowana dla węzła poddanego ekspozycji ogniowej

Mając wyznaczoną nośność węzła w temperaturze θ oraz dysponując zależnością pozwalającą na określenie jego sztywności w temperaturze θ kolejnym etapem analizy jest utworzenie charakterystyki moment-obrót określonej dla temperatury θ . W normie *PN-EN 1993-1-8* rekomenduje się dwa podejścia do tworzenia takiej krzywej. W pierwszym, uproszczonym podejściu, wyznacza się dwuliniową (sprężysto-idealnie plastyczną) charakterystykę moment obrót, pokazaną na Rys. 3.29a. Charakterystykę taką tworzy się przyjmując w zależności (3.117) wartość stosunku sztywności μ dla stalowych węzłów belek ze słupami równą 2,0, zaś dla śrubowych styków belek równą 3,0. Drugie podejście, nieco bardziej złożone, umożliwia uzyskanie nieliniowej charakterystyki moment-obrót węzła (Rys. 3.29b). W celu utworzenia takiej krzywej wartość stosunku sztywności μ przyjmuje się z zależności:

$$\mu = 1,0 \quad \text{jeżeli} \quad M_{j,Ed,\theta} \leq \frac{2}{3} M_{j,Rd,\theta} \quad (3.118)$$

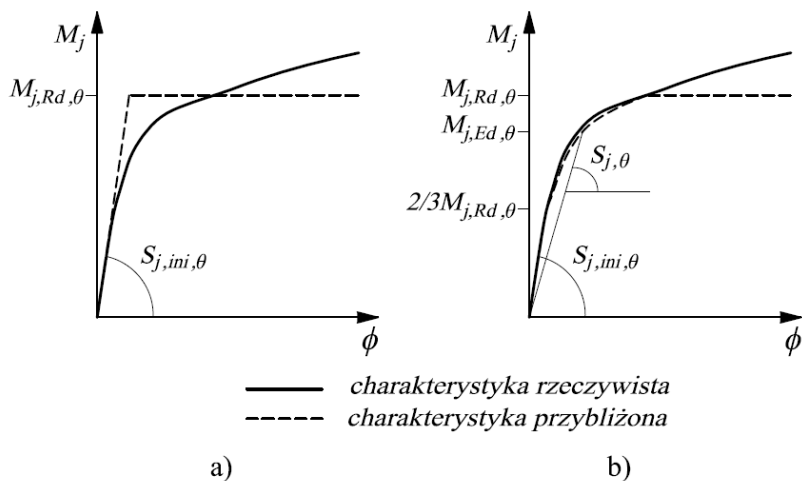
$$\mu = \left(\frac{1,5 M_{j,Ed,\theta}}{M_{j,Rd,\theta}} \right)^{\psi} \quad \text{jeżeli} \quad \frac{2}{3} M_{j,Rd,\theta} < M_{j,Ed,\theta} \leq M_{j,Rd,\theta} \quad (3.119)$$

gdzie:

$M_{j,Ed,\theta}$ – moment zginający węzeł w temperaturze θ ,

$M_{j,Rd,\theta}$ – nośność węzła w temperaturze θ ,

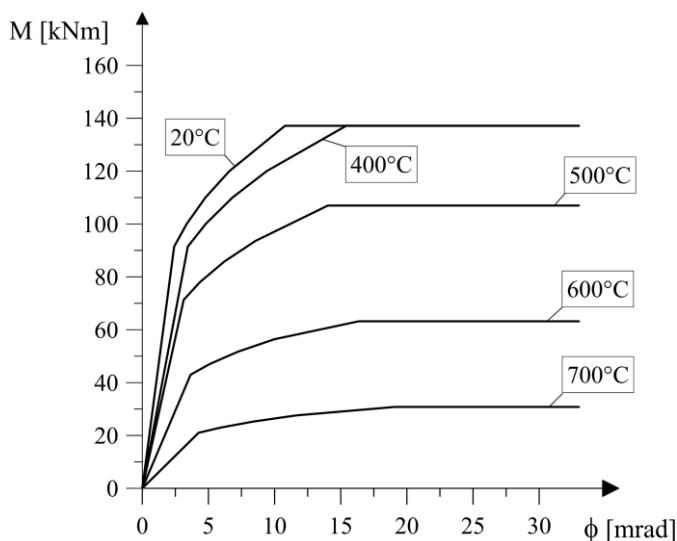
ψ – współczynnik zależny od rodzaju połączenia, dla węzłów śrubowych z blacha czołową równy 2,7.



Rys. 3.29. Relacje moment-obrót specyfikowane dla węzła pracującego w temperaturze θ :
 a) przybliżenie charakterystyki rzeczywistej przybliżoną charakterystyką sprężysto-idealnie plastyczną b) zastosowanie do przybliżenia charakterystyki nieliniowej

Jak pokazano na Rys. 3.29b oraz jak wynika z równań (3.118) i (3.119) w nieliniowej zależności moment-obrót wyróżnić można 3 fazy. Początkowa, liniowa faza sprężysta charakteryzowana jest przez sztywność początkową węzła i ograniczona jest wartością nośności $\frac{2}{3}M_{j,Rd,\theta}$. Następnie przechodzi ona w krzywą opisywaną przez zmieniającą się sztywność sieczną aż do osiągnięcia nośności na zginanie i przejścia w poziome plateau.

Oczywiście, należy mieć na uwadze że w warunkach pożaru wynikiem analizy mającej na celu uzyskanie wiarygodnej charakterystyki podatnościowej węzła jest pęk krzywych moment-obrót, z których każda odniesiona jest do innej wartości temperatury θ (Rys. 3.30) (Maślak i Snela, 2013a).



Rys. 3.30. Przykładowe krzywe moment-obrót uzyskane po zastosowaniu uogólnionej na przypadek pożaru metody składnikowej

3.3. Miarodajna sztywność sieczna w szacowaniu odporności ogniowej węzła podatnego

3.3.1. Podstawowe równania

Dysponując charakterystyką moment-obrót węzła, utworzoną w oparciu o relacje uzyskane dla podstawowej sytuacji projektowej lub uzyskaną za pomocą uogólnionej na przypadek pożaru metody składnikowej, można oszacować ognioodporność konstrukcji nośnej z uwzględnieniem rzeczywistego zachowania węzłów w pożarze. Uwzględnienie możliwości kwantyfikacji podatności węzła w konwencjonalnej analizie statycznej ramy wymaga jednak, aby był on reprezentowany przez niezależny element węzłowy, o nieskończenie małym rozmiarze, spełniający równość:

$$F = K_c u \quad (3.120)$$

w której F jest wektorem sił wewnętrznych generowanych w węźle, K_c macierzą sztywności elementu węzłowego, natomiast u – wektorem uogólnionych przemieszczeń. Odniesienie wspomnianej powyżej analizy do wyjątkowej sytuacji projektowej pożaru rozwiniętego sprowadza się do bezwzględnej konieczności, aby równanie (3.120) rozwiązywać iteracyjnie, co zresztą wynika z silnie nieliniowego zachowania węzła. W takim ujęciu, przy oznaczeniu końców elementu węzłowego odpowiednio przez i oraz j , oraz

specyfikacji prawoskrętnego układu współrzędnych x, y, z , w którym oś x jest osią normalną do przekroju poprzecznego, równanie to należy zapisać w postaci:

$$\Delta F = K_c^* \Delta u \quad (3.121)$$

gdzie odpowiednio (wektor obciążenia):

$$\Delta F^T = \begin{bmatrix} \Delta N_{x,i}, \Delta V_{y,i}, \Delta V_{z,i}, \Delta M_{x,i}, \Delta M_{y,i}, \Delta M_{z,i}, \Delta N_{x,j}, \Delta V_{y,j}, \Delta V_{z,j}, \\ \Delta M_{x,j}, \Delta M_{y,j}, \Delta M_{z,j} \end{bmatrix} \quad (3.122)$$

oraz (wektor przemieszczeń):

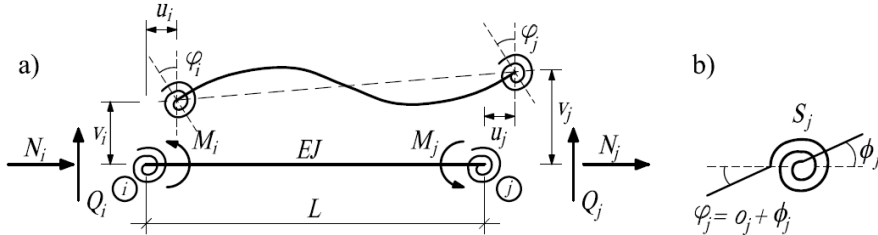
$$\Delta u^T = \begin{bmatrix} \Delta u_i, \Delta v_i, \Delta w_i, \Delta \phi_{x,i}, \Delta \phi_{y,i}, \Delta \phi_{z,i}, \Delta u_j, \Delta v_j, \Delta w_j, \Delta \phi_{x,j}, \Delta \phi_{y,j}, \Delta \phi_{z,j} \end{bmatrix} \quad (3.123)$$

Trzeba podkreślić, że w zasadzie wszystkie parametry wykorzystywane do opisu reakcji konstrukcji stalowej na działanie ognia muszą być kalibrowane jako funkcje temperatury wyizolowanych z niej myślowo elementów. Dotyczy to nie tylko właściwości mechanicznych stali, ale również czynników determinujących podatność węzłów. Złożoność analizy wymusza modelowanie ustroju oraz działających na niego oddziaływań termicznych przy pomocy zaawansowanych technik MES. W wielu jednak przypadkach wystarczającą dla praktyki inżynierskiej precyzję oszacowań można uzyskać stosując podejście uproszczone, oparte na analizie jednowymiarowych elementów prętowych i odpowiedniej modyfikacji macierzy sztywności. Propozycję takiego modelu, pozwalającego na efektywne rozwiązanie równania (3.121), dostosowanego do superelementu prętowego, opartego na koncepcji zastępczej sztywności siecznej, przedstawiono w niniejszym rozdziale (*Maślak i Litwin (Snela), 2010b*). Model ten odnosi się do nierównomiernie ogrzanego superelementu. W analizie nie rozważa się wpływu pełzania stali.

3.3.2. Jednowymiarowy model elementu belkowego

W dalszych rozważaniach pod pojęciem „belki” rozumie się nie tylko klasyczną belkę, ale także każdy element konstrukcyjny pracujący głównie na zginanie. W takim ujęciu zalicza się do nich również rygle ustrojów ramowych, których deformacje w wysokiej temperaturze warunkowane są podatnością ograniczających je węzłów. Podatność ta rośnie z narastającą temperaturą stali. Zakłada się, że przekrój belki jest stały na jej długości i co najmniej monosymetryczny względem osi pionowej, tak że płaszczyzna symetrii elementu pokrywa się z płaszczyzną zginania. W najprostszym przypadku tak rozumiana belka może być modelowana przy pomocy jednowymiarowego pręta z podatnymi na obrót sprężynami umieszczonymi w obu skrajnych węzłach, oznaczonych odpowiednio przez „i” oraz „j” (Rys. 3.31). Kierunki i zwroty sił wewnętrznych

(N, Q, M) oraz uogólnionych przemieszczeń węzłów (u, v, ϕ) zaznaczono na Rys. 3.31. Podatność obrotową sprężyny charakteryzuje parametr S , będący funkcją uśrednionej po przekroju poprzecznym temperatury stali θ .



Rys. 3.31. Superelement belkowy: a) siły wewnętrzne i uogólnione przemieszczenia, b) idea węzła podatnego na obrót.

Przyjmuje się, że temperatura stali w określonej chwili t_{fi} pożaru zmienia się jedynie po wysokości przekroju poprzecznego (dla danej wysokości jej wartość jest stała na całej szerokości przekroju, ponadto rozkład temperatury w przekroju poprzecznym nie zależy od lokalizacji tego przekroju na długości belki). Równowagę takiego elementu opisuje równanie macierzowe (3.121). Macierz sztywności elementu K_c^* o wymiarze 6×6 , można rozpisać jako:

$$[K] = \begin{bmatrix} E_{\theta}A/L & 0 & 0 & -E_{\theta}A/L & 0 & 0 \\ 0 & 12E_{\theta}I/L^3 & 6E_{\theta}I/L^2 & 0 & -12E_{\theta}I/L^3 & 6E_{\theta}I/L^2 \\ 0 & 6E_{\theta}I/L^2 & 4E_{\theta}I/L & 0 & -6E_{\theta}I/L^2 & 2E_{\theta}I/L \\ -E_{\theta}A/L & 0 & 0 & E_{\theta}A/L & 0 & 0 \\ 0 & -12E_{\theta}I/L^3 & -6E_{\theta}I/L^2 & 0 & 12E_{\theta}I/L^3 & -6E_{\theta}I/L^2 \\ 0 & 6E_{\theta}I/L^2 & 2E_{\theta}I/L & 0 & -6E_{\theta}I/L^2 & 4E_{\theta}I/L \end{bmatrix} \quad (3.124)$$

gdzie:

L – rozpiętość pręta,

A – powierzchnia przekroju poprzecznego rozpatrywanego elementu,

I – moment bezwładności przekroju poprzecznego pręta względem osi obojętnej.

Zakłada się, że w czasie pożaru $A=const.$, oraz $E_\theta = E(\theta) = k_{E,\theta} E_0$. Wartości współczynników redukcyjnych $k_{E,\theta}$ przyjęto zgodnie z normą PN-EN 1993-1-2.

Efektom zastosowania sprężyn modelujących podatność węzłów jest zamiana kątów obrotu końców belki (α_i, α_j) na kąty $(\varphi_i = \alpha_i + \phi_i, \varphi_j = \alpha_j + \phi_j)$ (Rys. 3.31b). Kąty ϕ_i i ϕ_j zależą od podatności obrotowej węzłów, tak że $\phi_i = M_i/S_i$ oraz $\phi_j = M_j/S_j$. Szczegółowy algorytm postępowania, pozwalający na uwzględnienie wpływu tego typu podatności na realną nośność rozważanego elementu belkowego w podstawowej sytuacji projektowej (przed rozgorzeniem pożaru), zamieszczono w pracy Bródka i in., 2004.

3.3.3. Przypadek nierównomiernego ogrzania belki

W analizie odporności ogniowej prętowych elementów stalowych na ogół (tak jak w niniejszej pracy) zakłada się równomierne ogrzanie całego przekroju poprzecznego. Takie postępowanie tłumaczy się dobrą przewodnością cieplną stali, co przekłada się na szybkie wyrównywanie temperatury w elemencie. Tego typu upraszczające założenie nie zawsze jednak znajduje uzasadnienie. W praktyce w niektórych sytuacjach rozkład temperatury w przekroju poprzecznym nie jest równomierny. Ma to miejsce wszędzie tam, gdzie element stalowy sąsiaduje z przegrodą o dużej pojemności cieplnej. Typowym przykładem jest tu stalowa belka stropowa przylegająca do masywnej płyty żelbetowej. Temperatura górnej półki dwuteowego przekroju belki jest wyraźnie niższa od temperatury półki dolnej. Jest to skutek efektywnego pochłaniania ciepła przez płytę. Fakt wolniejszego nagrzewania półki górnej, przylegającej do stropu, został potwierdzony eksperymentalnie (Laskowska i Kosiorek, 1998).

Wygodną i powszechnie stosowaną techniką analizy belek nagrzewanych w sposób nierównomierny jest aproksymacja ich przekroju poprzecznego po jego wysokości na „plasterki” o skończonej grubości, na tyle małej że każdemu z nich można przypisać stałą temperaturę. Jako miarodajną dla poszczególnych „plasterków” przyjmuje się temperaturę odpowiadającą wartości określonej w osi ciężkości, co jest dopuszczalnym przybliżeniem. W efekcie takiego działania rozważana jest belka wykonana z niejednorodnego materiału, w której każdy myślowo wyizolowany „plasterek” cechuje się swoją wytrzymałością $f_{y,\theta} = k_{y,\theta} f_y$, a także specyficzną podatnością na wydłużenie, określoną odpowiednio zredukowaną wartością modułu sprężystości liniowej E_θ (Maślak i Litwin (Snela), 2010b).

Z zasady płaskich przekrojów wynika, że:

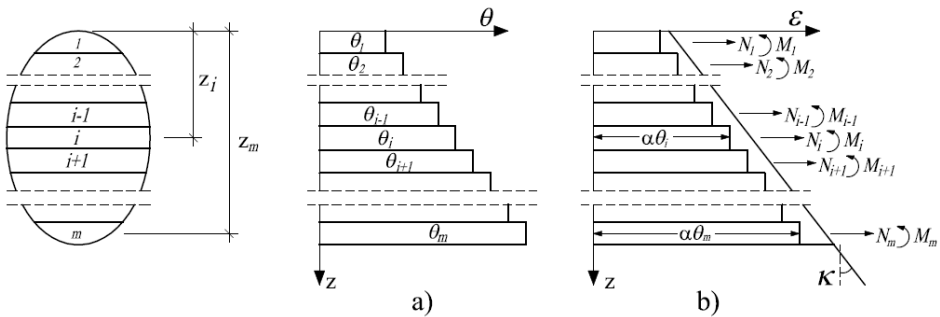
$$u_i = \frac{N_i L}{E_{\theta,i} A_i} = \text{const}(i) = u \Rightarrow N = \sum_{i=1}^n N_i = \frac{\sum_{i=1}^n E_{\theta,i} A_i}{L} u = \frac{E_0 \sum_{i=1}^n k_{E,\theta,i} A_i}{L} u \quad (3.125)$$

Jeśli zatem każdy iloczyn $k_{E,\theta,i} A_i$ zinterpretować jako zastępcze pole przekroju pojedynczego „plasterka”, to dalszą analizę można sprowadzić do klasycznych rozważań charakterystycznych dla obliczeń bez uwzględniania pożaru. Wyznaczenie momentu zginającego rozpatrywany przekrój, przy zadanym profilu temperatury, wymaga zdefiniowania zastępczej sztywności giętej (*Bill i Wong, 2009*):

$$(EI)_{eq} = \sum_{i=1}^n E_{\theta,i} I_i = E_0 \sum_{i=1}^n k_{E,\theta} I_i \quad (3.126)$$

gdzie cząstkowe momenty bezwładności I_i wylicza się względem osi obojętnej określonej dla zastępczego przekroju powstałego z „plasterków” o powierzchniach transformowanych według (3.126). Położenie takiej osi w stosunku do górnej krawędzi przekroju zmienia się ze zmianą rozkładu temperatury w przekroju, zawsze jednak spełnia warunki równania:

$$z_0 = \frac{\sum_{i=1}^n k_{E,\theta,i} A_i z_i}{\sum_{i=1}^n k_{E,\theta,i} A_i} \quad (3.127)$$



Rys. 3.32. Aproxymacja przekroju poprzecznego (według Burgess i in., 1990):
a) profil temperatury, b) profil odkształceń

W prezentowanej powyżej uproszczonej analizie nie bierze się pod uwagę zależności generowanych termicznie sił wewnętrznych od krzywizny belki, determinowanej rozkładem temperatury i określonej dla rozważanego przekroju poprzecznego. W pożarze, w każdym elemencie belkowym poddanym działaniu sił zewnętrznych, przy braku możliwości nieskrępowanego wydłużenia termicznego, wskutek nagrzewania amplifikowane jest ugięcie. Jeżeli zewnętrzny, dolny, „plasterek” przekroju oznaczyć przez $i=m$, to z zasady płaskich przekrojów wynika (Burgess i in., 1990) (Rys. 3.32):

$$\left(\alpha \cdot \theta_N + \frac{N_m}{E_0 k_{E,\theta,m} A_m} \right) - \left(\alpha \cdot \theta_i + \frac{N_i}{E_0 k_{E,\theta,i} A_i} \right) = \kappa (z_m - z_i) \quad (3.128)$$

gdzie:

α – współczynnik rozszerzalności liniowej stali (w praktycznych obliczeniach na ogół przyjmuje się, że jego wartość nie zależy od temperatury, co jest akceptowalnym przybliżeniem),

κ – określona w rozpatrywanym przekroju krzywizna odkształconej osi belki, z_m i z_i – odległości osi m -tego i i -tego „plasterka” od początku układu współrzędnych założonego na górnej krawędzi przekroju poprzecznego (Rys. 3.32),

N_i i N_m – siły odpowiednio w i -tym i m -tym plasterku wynikające jedynie z czystego zginania (na wartość termicznie indukowanej krzywizny nie wpływa interakcja zginania z osiowym ściskaniem).

Z formuły (3.128) wynika natychmiast:

$$N_i = E_0 k_{E,\theta,i} A_i \left[\alpha (\theta_m - \theta_i) + \frac{N_m}{E_0 k_{E,\theta,m} A_m} \right] - E_0 k_{E,\theta,i} A_i (z_m - z_i) \kappa \quad (3.129)$$

Ponieważ, z warunku równowagi sił osiowych:

$$\sum_{i=1}^m N_i = 0 \Rightarrow N_m = - \sum_{i=1}^{m-1} N_i \quad (3.130)$$

więc ostatecznie, po przekształceniach:

$$N_i = E_0 k_{E,\theta,i} A_i [\alpha(\theta_m - \theta_i) - \xi_1] + E_0 k_{E,\theta,i} A_i [\xi_2 - (z_m - z_i)] \kappa \quad (3.131)$$

gdzie:

$$\xi_1 = \frac{\alpha \sum_{i=1}^m k_{E,\theta,i} A_i (\theta_m - \theta_i)}{\sum_{i=1}^m k_{E,\theta,i} A_i} \quad \text{oraz} \quad \xi_2 = \frac{\sum_{i=1}^m k_{E,\theta,i} A_i (z_m - z_i)}{\sum_{i=1}^m k_{E,\theta,i} A_i} \quad (3.132)$$

Podstawiając zależność (3.131) do warunku równowagi momentów zginających wyspecyfikowanego względem górnej krawędzi przekroju belki:

$$\sum_{i=1}^N (M_i + N_i z_i) = 0 \Rightarrow \sum_{i=1}^m N_i z_i + \kappa E_0 \sum_{i=1}^m k_{E,\theta,i} I_i = 0 \quad (3.133)$$

otrzymuje się wyrażenia określające zależność krzywizny od rozkładu temperatury w przekroju poprzecznym:

$$\kappa = \frac{\sum_{i=1}^m k_{E,\theta,i} A_i z_i [\xi_1 - \alpha(\theta_m - \theta_i)]}{\sum_{i=1}^m k_{E,\theta,i} I_i + \sum_{i=1}^m k_{E,\theta,i} A_i z_i [\xi_2 - (z_m - z_i)]} \quad (3.134)$$

przy czym wartości ξ_1 i ξ_2 wyznacza się zgodnie z (3.132). Ostatecznie:

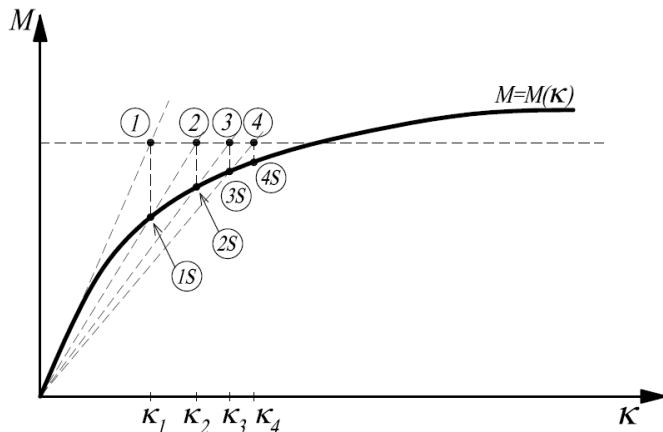
$$M = \sum_{i=1}^m M_i = \kappa E_0 \sum_{i=1}^m k_{E,\theta,i} I_i \quad (3.135)$$

Siłę osiową w elemencie, po uwzględnieniu zastępczego przekroju poprzecznego definiowanego według (3.126), wylicza się w sposób identyczny jak w przypadku równomiernego ogrzania. Odpowiedni algorytm postępowania podano w pracach *Maślak, 2008a* i *Maślak, 2009*, kwantyfikując jej zależność od podatności podpór na przesuw poziomy.

3.3.4. Podstawy nieliniowej analizy elementu

Z dotychczasowej analizy wynika, że siły wewnętrzne generowane w belce w sytuacji pożaru są funkcjami sztywności, odpowiednio wzdłużnej $(EA)_{eq}$ i giętej $(EI)_{eq}$, zależnych od profilu temperatury. W ujęciu zaproponowanym powyżej do szacowania ich wartości stosuje się tradycyjnie początkowy moduł sprężystości liniowej E_0 , co jest równoznaczne z założeniem sprężystej, lub co najwyżej sprężysto-plastycznej (przy przyjęciu że uplastycznienie następuje nagle dopiero po osiągnięciu granicy plastyczności stali) pracy elementu. Taka idea znajduje zresztą potwierdzenie także w samym zastosowanym modelu materiału, jeśli tylko opis wpływu wysokiej temperatury na jego podstawowe właściwości mechaniczne ogranicza się do zastosowania jedynie współczynników redukcyjnych $k_{y,\theta}$ i $k_{E,\theta}$. W rzeczywistości w warunkach pożaru relacja pomiędzy naprężeniem i odkształceniem w włóknach przekroju poprzecznego belki staje się silnie nieliniowa (opisując ją zależności funkcyjne wynikają z odpowiednio wykalibrowanej formuły *Ramberg-Osgooda*, bardziej precyzyjny, ale stosunkowo złożony zapis można zaczerpnąć bezpośrednio z normy *PN-EN 1993-1-2*). Skutkuje to w sposób oczywisty podobną nieliniowością w opisie zależności między momentem zginającym rozpatrywanym przekrój elementu i charakteryzującą go krzywizną. Z tego powodu autorka niniejszej pracy zaleca w analizie nośności pożarowej belki zastępowanie modułu początkowego E_0 modułem siecznym E_s , co sprowadza się do specyfikacji odpowiedniej zastępczej giętej sztywności siecznej $(E_s I)_{eq}$ (*Maślak i Litwin (Snela), 2010b*). Ze względu na wewnętrzne sprzężenie pomiędzy poszukiwaną krzywizną i momentem zginającym przekrój wartość modułu E_s należy ustalać w sposób iteracyjny. Najprostszą techniką jest w tym przypadku klasyczna metoda iteracji bezpośredniej (*Burgess i in., 1988*) (Rys. 3.33). Dysponując wykresem momentu zginającego na długości belki, skonstruowanym w oparciu o zasady analizy czysto sprężystej, odczytuje się jego wartość wyznaczoną dla badanego przekroju poprzecznego. Przyjęcie w pierwszym kroku iteracyjnym modułu początkowego E_0 prowadzi do znalezienia punktu „1” na przecięciu z prostą odpowiadającą określonej wcześniej momentowi. Z uwagi na nieliniowość fizyczną punkt ten musi być jednak zrzutowany na rzeczywistą krzywą $M - \kappa$, dając w efekcie punkt „1S”, którego rzędna różni się znacznie od rzędnej punktu „1”. Nachylenie prostej łączącej początek układu współrzędnych z tak zdefiniowanym punktem „1S” jest miarą pierwszego, zgrubnego oszacowania wartości modułu E_s , natomiast odcięta tego punktu określa stowarzyszoną z tym modułem krzywiznę κ_1 . Kroki iteracyjne należy

powtarzać tak długo aż różnica pomiędzy krzywiznami κ_i i κ_{i+1} (uzyskanymi w i -tym i w $(i+1)$ -ym kroku) będzie akceptowalnie mała.



Rys. 3.33. Idea iteracji bezpośredniej (zastępczej sztywności sieciowej) (według Maślak i Litwin, 2010b).

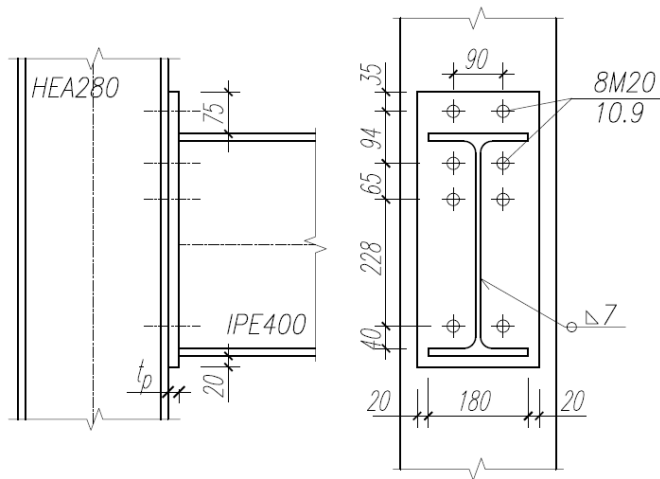
Zaproponowana metodyka obliczeń pozwala na uwzględnienie nieliniowej zależności $\sigma - \varepsilon$ przy zadanym profilu temperatury w przekroju poprzecznym. Aby uzyskać pełny obraz zachowania się belki w pożarze analogiczną procedurę iteracyjną trzeba powtarzać dla kolejnych tego typu profili, wynikających z odpowiedniej sekwencji nagrzewania i/lub stygnięcia elementu.

3.4. Porównanie alternatywnych podejść na przykładzie numerycznym

3.4.1. Geometria i charakterystyka rozpatrywanego węzła bez uwzględniania wpływu temperatury pożarowej

W celu porównania alternatywnych podejść do tworzenia charakterystyk moment-obrót zaproponowanych w pracy, szczegółowej analizie poddano węzeł pokazany na Rys. 3.34. Jest to klasyczny podatny doczołowy węzeł typu rygiel-słup, z blachą wystającą. Założono, że wszystkie elementy węzła wykonane są ze stali gatunku S235, dla której, w temperaturze pokojowej, charakterystyczna wartość granicy plastyczności wynosi $f_y = 235\text{MPa}$, natomiast moduł sprężystości podłużnej równy jest $E = 210\text{GPa}$. W analizowanym węźle zaprojektowano połączenie na 8 śrub M20 klasy 10.9, co oznacza, że wytrzymałość śrub na rozciąganie wynosi $f_{ub} = 1000\text{MPa}$, a granica plastyczności śrub równa jest $f_{yb} = 900\text{MPa}$.

W celu zbadania wpływu wymiarów geometrycznych na charakterystykę połączenia, węzeł analizowano w trzech wariantach, które różniły się grubością blachy czołowej oraz grubością pasa słupa (Maślak i Snela, 2015b). Zestawienie wymiarów charakteryzujących rozważane przypadki, wraz z wartościami nośności i sztywności początkowej w podstawowej sytuacji projektowej podano w Tab. 3.6. Nośność, a także charakterystykę moment-obrót węzła w podstawowej sytuacji projektowej dla każdego z analizowanych przypadków wyznaczono zgodnie z zasadami zawartymi w normie PN-EN 1993-1-1, a więc wartości te obliczono z zależności (3.33)–(3.36) podanych w rozdziale 3.1.5 niniejszej pracy.



Rys. 3.34. Węzeł podatny typu-rygiel słup analizowany w przykładzie

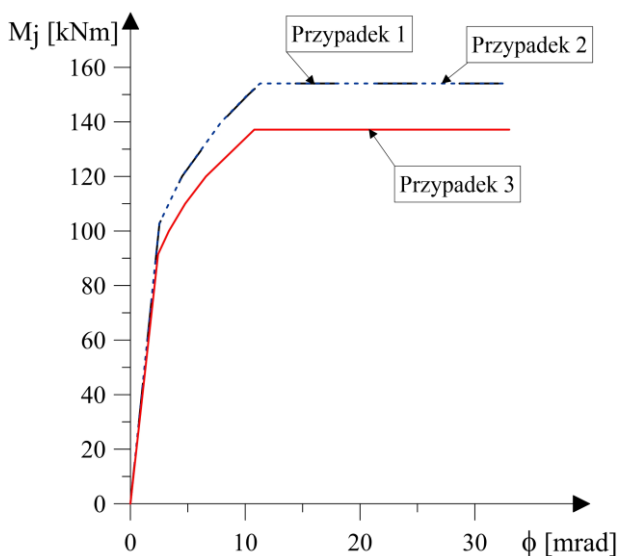
Tab. 3.6. Wymiary geometryczne oraz wartości nośności odniesione do analizowanych w przykładzie przypadków.

Analizowany przypadek	t_{ep} [mm]	t_{fc} [mm]	$M_{j,Rd}$ [kNm]	$S_{j,ini}$ [kNm]
Przypadek 1	20	13	154	40795
Przypadek 2	20	13+7	154	40592
Przypadek 3	12	13	137	37985
t_{ep} – grubość blachy czołowej t_{fc} – grubość pasa słupa $M_{j,Rd}$ – nośność węzła w analizowanym przypadku (bez uwzględniania wpływu temp.)				

Jak wynika z Tab. 3.6 geometria węzła w przypadku 1 jest typowa z perspektywy zwykłej praktyki inżynierskiej, gdyż pas słupa jest w tym wariancie znacznie cieńszy od stykającej się z nim blachy czołowej. Różnica ta kompensowana jest w przypadku 2, w którym założono, że pas słupa wzmocniony jest blachą o grubości 7mm, zapewniając tym samym wyrównanie grubości pasa słupa do grubości blachy czołowej. W przypadku 3 zastosowano zarówno cienki pas słupa jak i cienką blachę czołową (cienkiemu pasowi towarzyszy cienka blacha czołowa).

Z Tab. 3.6 wynika również, że pocienienie blachy czołowej w przypadku 3, w stosunku do grubości blachy charakteryzującej węzeł w przypadku 1, skutkuje odpowiednią redukcją nośności badanego węzła. Z drugiej strony, nośność węzła w przypadku 2 jest taka sama jak nośność węzła w przypadku 1, ponieważ wartość nośności w obu przypadkach określona jest przez odpowiedź tego samego składnika węzła (innymi słowy, w każdym z tych przypadków pas słupa nie jest składnikiem decydującym o nośności węzła). Jednakże, należy zauważyć, że początkowa sztywność węzła w każdym z analizowanych przypadków osiąga inną wartość.

Na Rys. 3.35 zaprezentowano relacje moment-obrót węzła uzyskane za pomocą podejścia normowego dla analizowanych w przykładzie przypadków.



Rys. 3.35. Relacje moment-obrót w temperaturze 20°C uzyskane za pomocą podejścia normowego dla analizowanych w przykładzie przypadków.

3.4.2. Charakterystyka pracy węzła w warunkach pożaru

Relacje moment-obrót węzła przedstawionego na Rys. 3.34 w warunkach pożaru rozwiniętego wyznaczono za pomocą dwóch metod:

- 1) metody opartej na wyznaczeniu charakterystyki węzła na podstawie znanej a priori relacji moment- obrót,
- 2) uogólnionej na przypadek pożaru metodzie składnikowej.

W obu postulowanych metodach redukcję właściwości mechanicznych stali uwzględniono za pomocą współczynników redukcyjnych $k_{y,\theta}$ i $k_{E,\theta}$, specyfikowanych odpowiednio dla granicy plastyczności i modułu sprężystości podłużnej tej stali, których wartości zestawiono w normie *PN-EN 1993-1-2*.

W pierwszej z porównywanych metod podstawę do budowy krzywej moment-obrót w wyjątkowej sytuacji pożaru stanowiła charakterystyka wyznaczona według zasad zawartych w normie *PN-EN 1993-1-8*, pokazana na Rys. 3.35 (*Maślak i Snela, 2013a*). Relacje moment-obrót określone dla podstawowej sytuacji projektowej przetransformowano na warunki pożaru zgodnie z zależnościami (3.9)-(3.21) opisanymi w rozdziale 3.1.2 niniejszej pracy uzyskując pęki krzywych moment-obrót dla poszczególnych wartości temperatury pożarowej, pokazane na Rys. 3.37, Rys. 3.38 i Rys. 3.39 i oznaczone kolorem niebieskim.

Pierwszym etapem, drugiego z analizowanych podejść do tworzenia charakterystyk moment-obrót węzła, zgodnie z zasadami podanymi w rozdziale 3.2 niniejszej pracy, było określenie aktywnych składników węzła. Następnie dla każdego z wyodrębnionych składników wyznaczono jego nośność oraz sztywność początkową dla różnych wartości temperatury pożarowej. Składniki wyodrębnione w analizowanym węźle wraz z numerami zależności, z których wyznaczano ich charakterystyki zestawiono w Tab. 3.7. W analizie założono idealnie sprężysto-plastyczną charakterystykę składników węzła, z wyjątkiem środka belki przy rozciąganiu i ściskaniu, dla którego przyjęto model sztywno-plastyczny.

Nośność zastępczych króćców teowych, którymi modelowano blachę czołową przy zginaniu oraz pas słupa w strefie rozciągania określano przyjmując kołowe i niekołowe mechanizmy zniszczenia podane w normie *PN-EN 1993-1-8*. Z uwagi na to, że w strefie rozciągania znajduje się więcej niż jeden szereg śrub rozciąganych, nośności przy rozciąganiu wyznaczono indywidualnie dla każdego szeregu śrub, a następnie obliczono nośności dla grup szeregów śrub. Wartości te wyznaczano z zależności (3.107)–(3.109) niniejszej pracy. Ze względu na to, że pierwszy szereg śrub (numerując zgodnie z zasadami metody składnikowej, to jest począwszy od szeregu śrub najbardziej oddalonego od środka ściskania) znajduje się nad rozciągającym pasem belki, w przypadku obliczania nośności grupy szeregów śrub ze względu na zginanie blachy czołowej rozpatrywano jedynie grupę złożoną z szeregów 2 i 3.

Tab. 3.7. Aktywne składniki wyodrębnione w analizowanym węźle.

Aktywny składnik węzła	Nośność składnika	Współczynnik sztywności
Strefa rozciągana		
środek słupa poddany rozciąganiu	(3.67)	(3.68)
pasy słupa lokalnie zginane	(3.57)-(3.59)	(3.61)
śruby rozciągane	(3.64)	(3.63)
blacha czołowa zginana	(3.57)-(3.59)	(3.61)
środek belki poddany rozciąganiu	(3.73)	(3.74)
Strefa ściskana		
środek słupa poddany ściskaniu	(3.84)	(3.97)
pas i środek belki w strefie ściskanej	(3.99)	(3.100)
Strefa ścinana		
panel środka słupa poddany ścinaniu	(3.104)	(3.103)

W przypadku obliczania nośności zastępczych króćców teowych należy zwrócić uwagę na fakt, że w odróżnieniu od metody opartej na tworzeniu charakterystyki węzła w oparciu o znaną a priori relację moment-obrót, w zależnościach pozwalających obliczyć wartość siły przenoszonej przez króciec teowy oprócz współczynnika redukcyjnego granicy plastyczności $k_{y,\theta}$ pojawia się współczynnik redukcyjny nośności śrub $k_{b,\theta}$ (zestawiony w Tab. 3.5).

Otrzymano kolejno:

- nośność króćca teowego z uwagi na uplastycznienie blachy z jednoczesnym zerwaniem śrub (por. zależność (3.58) z niniejszej pracy):

$$\begin{aligned}
 F_{\theta,2} &= \frac{\Sigma F_{t,Rd} k_{b,\theta} \frac{\gamma_{M2}}{\gamma_{M,fi}} \cdot a}{a+b} + \frac{\Sigma l_{eff} f_y k_{y,\theta} t_f^2}{2(a+b)} = \\
 &= \frac{\Sigma \frac{0,9 f_{ub} k_{b,\theta} A_s}{\gamma_{M,fi}} \cdot a}{a+b} + \frac{\Sigma l_{eff} f_y k_{y,\theta} t_f^2}{2(a+b)}
 \end{aligned} \tag{3.136}$$

- nośność króćca teowego z uwagi na zerwanie śrub (por. wzór (3.59)):

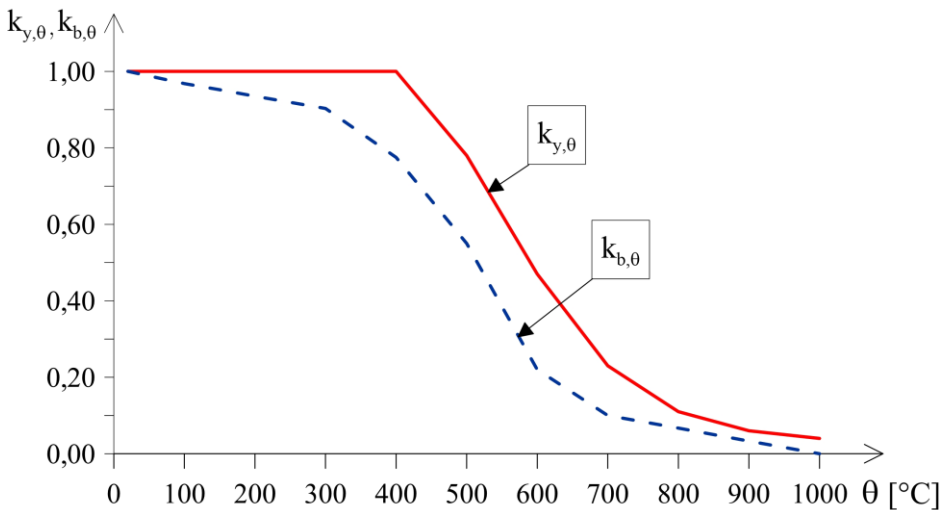
$$F_{\theta,3} = \sum F_{t,Rd} k_{b,\theta} \frac{\gamma_{M2}}{\gamma_{M,fi}} = \sum \frac{0,9 f_{ub} k_{b,\theta} A_s}{\gamma_{M,fi}} \quad (3.137)$$

gdzie:

γ_{M2} – współczynnik częściowy związany z nośnością w normalnej temperaturze równy 1,25,

$\gamma_{M,fi}$ – współczynnik częściowy dotyczący właściwości materiałowej w sytuacji pożarowej, równy 1,0.

Na Rys. 3.36 pokazano różnice ilościowe pomiędzy współczynnikami redukcyjnymi specyfikowanymi dla granicy plastyczności stali $k_{y,\theta}$ (kolor czerwony) oraz nośności śrub $k_{b,\theta}$ (kolor niebieski) odniesionymi do tych samych wartości temperatury stali. Jak widać osłabienie śrub wraz z narastającą w pożarze temperaturą materiału przebiega znacznie szybciej niż odpowiadające mu osłabienie elementów konstrukcyjnych tworzących węzeł.

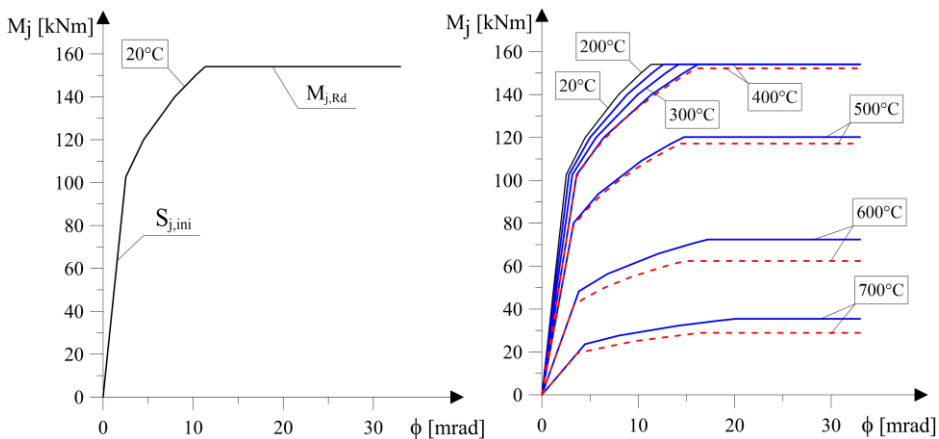


Rys. 3.36. Relacja pomiędzy redukcją w pożarze granicy plastyczności stali i redukcją wytrzymałości śrub na rozciąganie zgodnie z rekomendacjami normy PN-EN 1993-1-2

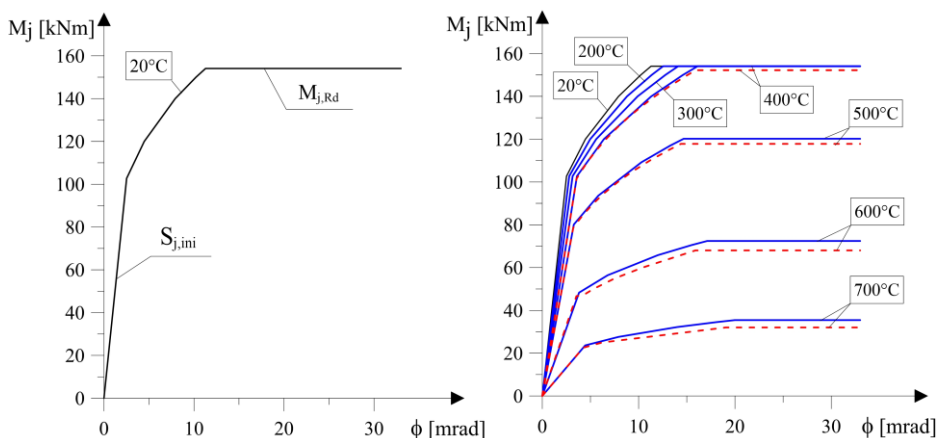
Sztywności początkowe poszczególnych składników węzła wyznaczono z zależności zestawionych w Tab. 3.7. Następnie uproszczono model węzła zastępując każdy rozciągany szereg śrub równoważną sprężyną o efektywnym współczynniku sztywności obliczanym z zależności (3.112). Oznacza to szeregowe sumowanie sztywności. Ostatecznie model węzła uproszczono

jeszcze bardziej wprowadzając zastępczą sprężynę modelującej pracę wszystkich rozciąganych składników węzła, czyli sumując równolegle sztywności wszystkich składników rozciąganych. Zastępczy współczynnik sztywności wyznaczono z zależności (3.114).

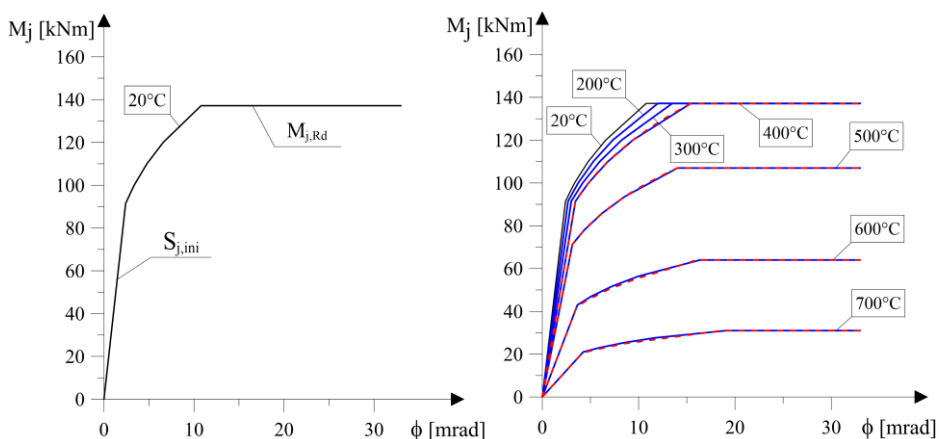
Dysponując nośnością zarówno poszczególnych składników węzła jak i szeregów, a także grup szeregów, śrub oraz sztywnością strefy rozciąganej, ściskanej i ścinanej dokonano końcowego sumowania nośności i sztywności, określając nośność węzła z zależności (3.105), a jego sztywność początkową z zależności (3.116). Sztywność sieczna węzła obliczana była za pomocą wyrażenia (3.117). Charakterystyki węzła uzyskane za pomocą uogólnionej na przypadek pożaru metody składnikowej zaprezentowano na Rys. 3.37, Rys. 3.38 i Rys. 3.39 i oznaczono kolorem czerwonym.



Rys. 3.37. Charakterystyki moment-obrót uzyskane dla węzła rozpatrywanego w przykładzie – przypadek 1. Z lewej – charakterystyka wyjściowa opracowana dla podstawowej sytuacji projektowej, z prawej charakterystyki dla sytuacji pożaru (opis w tekście)



Rys. 3.38. Charakterystyki moment-obrót uzyskane dla węzła rozpatrywanego w przykładzie – przypadek 2. Z lewej – charakterystyka wyjściowa opracowana dla podstawowej sytuacji projektowej, z prawej charakterystyki dla sytuacji pożaru (opis w tekście)



Rys. 3.39. Charakterystyki moment-obrót uzyskane dla węzła rozpatrywanego w przykładzie – przypadek 3. Z lewej – charakterystyka wyjściowa opracowana dla podstawowej sytuacji projektowej, z prawej charakterystyki dla sytuacji pożaru (opis w tekście)

3.4.3. Analiza uzyskanych wyników i wnioski

Na Rys. 3.37 i Rys. 3.39 przedstawiono charakterystyki moment-obrót uzyskane dla rozpatrywanego węzła odpowiednio dla przypadku 1 i przypadku 3. Po lewej stronie umieszczono charakterystyki wyjściowe opracowane dla podstawowej sytuacji projektowej, po prawej zaś charakterystyki odniesione do sytuacji pożaru. Kolorem niebieskim oznaczono charakterystyki otrzymane przez transformację relacji opisującej zachowanie rozpatrywanego węzła w podstawowej sytuacji projektowej. Kolorem czerwonym natomiast – analogiczne charakterystyki zbudowane w oparciu o uogólnienie metody składnikowej.

Na Rys. 3.37 i Rys. 3.38 przedstawiających relacje moment-obrót uzyskane odpowiednio dla przypadku 1 oraz przypadku 2 można zauważyć różnice ilościowe, które zaczynają być szczególnie istotne, gdy temperatura węzła osiąga wartość 400°C, wtedy bowiem osłabienie wytrzymałości śrub staje się już wyraźne natomiast wpływ redukcji granicy plastyczności stali jest jeszcze zanedbywalnie mały, co wynika bezpośrednio z relacji pokazanych na Rys. 3.36. Z kolei dla przypadku 3 charakterystyki uzyskane za pomocą obu postulowanych metod mają identyczny przebieg. W celu wyjaśnienia przyczyny różnic uzyskanych dla wszystkich przypadków szczegółowo przeanalizowano mechanizmy zniszczenia poszczególnych składników węzła. W Tab. 3.8 zestawiono składniki węzła, które decydowały o jego nośności w danej temperaturze dla poszczególnych rozciąganych szeregów śrub.

Tab. 3.8. Zestawienie składników węzła decydujących o jego nośności w temperaturze θ dla rozpatrywanych przypadków.

Temp.	Nr szeregu śrub	Przypadek 1/ Przypadek 2	Przypadek 3
$\theta = 20^{\circ}\text{C}$	1	środek słupa	blacha czołowa przy zginaniu (model 1)
	2	środek słupa	blacha czołowa przy zginaniu (model 1)
	3	środek słupa	środek słupa
$20^{\circ}\text{C} < \theta < 400^{\circ}\text{C}$	1	środek słupa	blacha czołowa przy zginaniu (model 1)
	2	środek słupa	blacha czołowa przy zginaniu (model 1)
	3	środek słupa	środek słupa
$\theta = 400^{\circ}\text{C}$	1	blacha czołowa przy zginaniu (model 2)	blacha czołowa przy zginaniu (model 1)

Temp.	Nr szeregu śrub	Przypadek 1/ Przypadek 2	Przypadek 3
	2	środek słupa	blacha czołowa przy zginaniu (model 1)
	3	środek słupa	środek słupa
$\theta = 500^{\circ}\text{C}$	1	blacha czołowa przy zginaniu (model 2)	blacha czołowa przy zginaniu (model 1)
	2	środek słupa	blacha czołowa przy zginaniu (model 1)
	3	środek słupa	środek słupa
$\theta \geq 600^{\circ}\text{C}$	1	blacha czołowa przy zginaniu (model 2)	blacha czołowa przy zginaniu (model 1)
	2	pas słupa przy zginaniu (przypadek 1 – model 2) (przypadek 2 – model 3)	blacha czołowa przy zginaniu (model 1)
	3	środek słupa	środek słupa
Modele zniszczenia króćca teowego: model 1 – uplastycznienie blachy model 2 – uplastycznienie blachy z jednoczesnym zerwaniem śrub model 3 – zerwanie śrub			

Jak wynika z Tab. 3.8 dla przypadków węzła z blachą czołową o grubości 20 mm (przypadek 1 i 2) o nośności węzła w określonej temperaturze decydowały te same składniki, a więc w obu przypadkach, niezależnie od tego czy pas słupa był wzmocniony czy też nie, uzyskano identyczne wartości nośności węzła (Tab. 3.6). Wyjątek stanowiły wartości uzyskane dla temperatury powyżej 500°C , dla których o nośności węzła w przypadku drugiego szeregu śrub decydował pas słupa przy zginaniu, przy czym dla przypadku 1 przewidywany model zniszczenia to uplastycznienie pasa z jednoczesnym zerwaniem śrub, zaś w przypadku 2 – zerwanie śrub. Oczywiście, z uwagi na różną grubość pasa słupa węzeł w przypadku 1 i 2 charakteryzował się różną wartością sztywności początkowej.

W podstawowej sytuacji obliczeniowej o nośności węzła w przypadku 1 i 2 decyduje średnica słupa (przy rozciąganiu i ścinaniu). Dla temperatury z zakresu $20^{\circ}\text{C} < \theta < 400^{\circ}\text{C}$ składniki decydujące o nośności całego węzła nie ulegają zmianie. Nie zmienia się również nośność węzła, gdyż zgodnie z zależnościami podanymi w PN-EN 1993-1-2 w temperaturze do 400°C redukcji ulega jedynie moduł *Younga* odniesiony do stali, co uwidacznia się na wykresach przedstawionych na Rys. 3.37 i Rys. 3.38 postępującą redukcją sztywności początkowej węzła. Gdy temperatura stali osiąga wartość 400°C redukcji ulega granica plastyczności stali, zmniejsza się również znacząco wytrzymałość śrub,

stąd o nośności węzła zaczynają decydować inne składniki. W temperaturze 400°C dla pierwszego szeregu śrub najsłabszym składnikiem staje się blacha czołowa przy zginaniu. Blacha czołowa jest tu najsłabszym składnikiem zarówno dla przypadku 2 jak i 1, gdzie pas słupa jest znacznie cieńszy. Dzieje się tak, gdyż pierwszy szereg śrub jest szeregiem znajdującym się powyżej rozciąganego pasa rygla, a więc blacha czołowa jest w tym miejscu usztywniona jedynie z jednej strony przez pas rygla. Obliczeniowo przekłada się to na różne w odniesieniu do pasa słupa modele linii załomu plastycznego oraz różne wartości długości efektywnych króćców teowych.

Dla temperatury powyżej 500°C najsłabszym składnikiem węzła staje się pas słupa przy zginaniu, przy czym jak wspomniano powyżej dla przypadku 1 i 2 przewidywane są różne mechanizmy zniszczenia zastępczego króćca teowego. Różnice w przewidywanych modelach zniszczenia wynikają z faktu wzmocnienia pasa słupa w przypadku 2, co skutkuje również wyższą wartością nośności węzła dla przypadku 2.

Niemniej jednak stwierdzić można, że nośność analizowanego węzła, w przypadku gdy temperatura stali osiąga wartość powyżej 400°C, zależy nie tylko od stopnia redukcji granicy plastyczności stali, ale również od stopnia redukcji wytrzymałości śrub. W przeciwieństwie do podejścia opartego na uogólnieniu metody składnikowej na warunki pożaru pierwsza z postulowanych metod wyznaczania krzywych moment-obrót w warunkach pożaru nie uwzględnia redukcji wytrzymałości śrub w temperaturze pożarowej, stąd różnice w otrzymanych wynikach. Rozbieżności te dla temperatury powyżej 500°C są również ilościowo różne dla każdego z analizowanych przypadków i zależą od geometrii węzła. W przypadku 2 zastosowano bowiem wzmocniony pas słupa, co przekłada się na wyższą nośność węzła w temperaturze powyżej 500°C, a więc różnice w otrzymanych wynikach dla przypadku 2 są ilościowo mniejsze niż te uzyskane dla przypadku 1.

W przypadku 3, a więc z cieńszą blachą czołową, o nośności węzła w pełnym zakresie temperatury decyduje uplastycznienie blachy czołowej. W tym modelu zniszczenia nośność blachy nie zależy od stopnia redukcji wytrzymałości śrub, stąd brak różnic w charakterystykach moment-obrót otrzymanych za pomocą obydwu postulowanych podejść.

Zaprezentowana analiza pozwala twierdzić, że porównywane metody nie zawsze są równoważne. Wprawdzie wpływ redukcji wytrzymałości śrub, pomijany w podejściu uproszczonym, bazującym na tworzeniu charakterystyk moment – obrót na podstawie znanej a priori analogicznej charakterystyki odniesionej do podstawowej sytuacji projektowej, dotyczy jedynie niektórych składników węzła, to jednak brak uwzględnienia tego faktu w ogólnym bilansie oddziaływań w pożarze może w niektórych przypadkach prowadzić do istotnego niedoszacowania (zaniżenia) podatności całego węzła.

3.5. Modele formalne uwzględniające równoczesne zginanie, ściskanie (lub rozciąganie) i/lub ścinanie elementów węzła

3.5.1. Uwagi ogólne

W praktyce inżynierskiej przy ocenie podatności węzła z wykorzystaniem klasycznych algorytmów metody składnikowej na ogół uwzględnia się jedynie te oddziaływania poszczególnych elementów połączenia, które zostały wygenerowane przez moment zginający. W rozdziale 3.2 niniejszej pracy zaprezentowano model pozwalający na wyznaczenie charakterystyki moment-obrót węzła obciążonego momentem zginającym dla warunków pożaru rozwiniętego. Na Rys. 3.26 przedstawiono zastępczy model mechaniczny odwzorowujący zachowanie analizowanego węzła belka-słup po przyłożeniu do niego obciążenia. Łatwo zauważyć, że zastosowano w tym przypadku szeregowo-równoległy sposób połączenia poszczególnych sprężyn, przy czym każda pojedyncza sprężyna została usytuowana horyzontalnie, na odpowiednim ramieniu względem osi rygla. Takie podejście, chociaż wygodne do stosowania w praktyce, nie daje możliwości uwzględnienia wpływu siły podłużnej (ściślej – interakcji $M-N$) ani też siły poprzecznej (interakcji $M-V$) na wynikową podatność obrotową węzła. Tego typu uproszczenie może jednak prowadzić do nadmiernie optymistycznych oszacowań sztywności, dlatego wszędzie tam, gdzie potrzebna jest większa precyzja opisu stosuje się modele formalne kwantyfikujące wpływ odpowiedniej interakcji sił wewnętrznych. Badanie tego typu interakcji stało się możliwe dopiero po odpowiednim udoskonaleniu proponowanych modeli teoretycznych, co jednak wiązało się z dość znaczną komplikacją procedury obliczeniowej (*del Savio i in.*, 2009). Szersza weryfikacja tak skonstruowanych modeli, zarówno doświadczalna jak i numeryczna, znalazła odzwierciedlenie w szczegółowych rekomendacjach normy *PN-EN 1993-1-8*, w których na podstawie wyników uzyskanych po analizie bardziej złożonych układów sprężyn definiuje się modele uproszczone, zalecane do stosowania w praktyce inżynierskiej. Modele te są szeroko komentowane również w literaturze krajowej (na przykład w pracy *Bródka i in.*, 2009).

W niniejszym rozdziale zaproponowano podejścia obliczeniowe pozwalające na oszacowanie charakterystyki podatnościowej węzłów z uwzględnieniem oddziaływania na węzeł nie tylko momentu zginającego ale również siły podłużnej i siły poprzecznej dla warunków ekspozycji na temperaturę pożarową. Modele te stanowią rozszerzenie metody opisanej wcześniej w rozdziale 3.2 o dodatkowe składniki pozwalające na uwzględnienie wpływu interakcji oddziaływań.

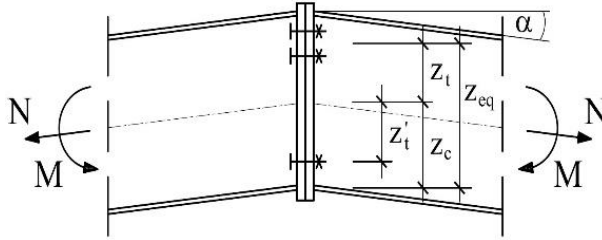
3.5.2. Wpływ siły podłużnej na podatność zginanych węzłów

3.5.2.1 Specyfikacja nośności węzła w warunkach pożaru z uwzględnieniem wpływu siły podłużnej

Uwaga badaczy zajmujących się analizą wpływu interakcji sił wewnętrznych na podatność węzłów nakierowana jest głównie na interakcję zginania ze ścinaniem, natomiast niemniej istotny wpływ siły podłużnej zostaje z reguły pominięty. Świadczy o tym chociażby stosunkowo uboga baza dostępnych wyników eksperymentalnych i prac teoretycznych poświęconych temu zagadnieniu (np. Wales i Rossow, 1983; Kalczyńska-Gasik i Razowski, 1995; Aribert i in., 2002; Cerfontaine i Jaspert, 2002; de Lima i in., 2002; Sokol i in., 2002; Urbonas i Daniūnas, 2005; Daniūnas A., Urbonas K. 2010). W niniejszym rozdziale wykazano, że interakcja M-N, powszechna w węzłach stosowanych w konstrukcjach stalowych, odgrywa zasadniczą rolę w odpowiedzi tych węzłów na przyłożone do nich obciążenia zewnętrzne, w szczególności przez odpowiednią modyfikację ich sztywności i nośności.

Do analizy wybrano węzeł doczołowy pokazany na Rys. 3.40 (*Maślak i Snela, 2014c; Maślak i Snela, 2015c*). Odpowiada on zarówno typowemu węzłowi rygiel-rygiel (*end plate beam-to-beam knee joint*) jak i węzłowi typu słup-słup (*end plate column-to-column joint*). Oczywiście, jeśli założyć $\alpha = 0^\circ$, to w efekcie otrzyma się klasyczne połączenie belki z belką (lub słupa ze słupem). Przy założonym zwrocie momentu zginającego i rozpatrywaniu samego tylko zginania mamy do czynienia ze ściskaniem w dolnym pasie rygla i rozciąganiem śrubami w jego górnej części. Jeżeli jednak rozpatrywać łącznie współdziałanie momentu zginającego i siły podłużnej to w zależności od wartości i znaku siły N mogą zachodzić następujące przypadki (oznaczenia zgodne z Rys. 3.40):

- siła ściskająca $F_{d,c}$ w dolnym pasie rygla, przyłożona na ramieniu z_c względem jego osi, oraz siła rozciągająca $F_{g,t}$ w górnej części rygla, które ramię z_t względem tej samej osi zależy od rozstawu istniejących w połączeniu rzędów śrub, stąd $z_{eq} = z_c + z_t$
- ściskanie zarówno w dolnej jak i w górnej części rygla, odpowiednie ramiona sił $F_{d,c} = F_{c,max}$ i $F_{g,c} = F_{c,min}$ wynoszą wtedy w obu częściach z_c , a zatem $z_{eq} = 2z_c$,
- rozciąganie zarówno w dolnej jak i w górnej części rygla, co daje ramiona sił $F_{d,t} = F_{t,min}$ i $F_{g,t} = F_{t,max}$ równe odpowiednio z_t' i z_t , czyli $z_{eq} = z_t + z_t'$.



Rys. 3.40. Węzeł analizowany w pracy (oznaczenia objaśniono w tekście)

Elementami węzła efektywnymi z punktu widzenia oceny jego podatności w warunkach pożaru rozwinętego będą:

- w pierwszym przypadku: rozciągane śruby ($F_{t,Rd,\theta}$) a także środkik rygła ($F_{t,wb,Rd,\theta}$), zginana blacha czołowa ($F_{t,ep,Rd,\theta}$) oraz ściskana dolna półka rygła ($F_{c,fb,Rd,\theta}$),
- w drugim przypadku: ściskane obie półki rygła ($F_{c,fb,Rd,\theta}$),
- w trzecim przypadku: rozciągane śruby ($F_{t,Rd,\theta}$), zarówno w górnych jak i w dolnym rzędzie, oraz środkik rygła ($F_{t,wb,Rd,\theta}$), a także zginana blacha czołowa ($F_{t,ep,Rd,\theta}$).

A zatem, za pracę *Daniūnas i Urbonas, 2010* można podać zależności służące do oszacowania nośności węzła w warunkach pożaru zredukowanej ze względu na wpływ siły podłużnej. Wychodząc z klasycznych warunków równowagi otrzymuje się odpowiednio:

- w pierwszym przypadku:

$$M_{j,Rd,\theta} = \min \left\{ \begin{array}{l} \sum_r (F_{t,r,Rd,\theta} h_r) - z_c N \cos \alpha \\ F_{c,Rd,\theta} (z_c + z_t) + z_t N \cos \alpha \end{array} \right\} \quad (3.138)$$

- w drugim przypadku:

$$M_{j,Rd,\theta} = z_c (2F_{c,Rd,\theta} + N \cos \alpha) \quad (3.139)$$

- w trzecim przypadku:

$$M_{j,Rd,\theta} = \min \left\{ \begin{array}{l} \sum_r \left[F_{t,\max,r,Rd,\theta} (h_r - z_c + z'_t) \right] - z'_t N \cos \alpha \\ z_t N \cos \alpha - F_{t,\min,i,Rd,\theta} (z_t + z'_t) \end{array} \right\} \quad (3.140)$$

gdzie:

N – siła podłużna działająca na węzeł,

$F_{t,\max,r,Rd,\theta}, F_{t,r,Rd,\theta}$ – nośność na rozciąganie w temperaturze θ odniesiona do górnych szeregów śrub,

$F_{t,\min,r,Rd,\theta}$ – nośność na rozciąganie w temperaturze θ odniesiona do dolnego szeregu śrub,

$F_{c,Rd,\theta}$ – nośność na ściskanie półki rygla w temperaturze θ .

Indeks i należy wiązać z kolejnymi składnikami węzła natomiast indeks r z odpowiednim rzędem śrub, co oznacza że ramię h_r definiuje położenie rozpatrywanego rzędu względem osi dolnej półki belki. Poszczególne nośności $F_{i,Rd,\theta}$ należy wyznaczać zgodnie z zależnościami podanymi w rozdziale 3.2 niniejszej pracy.

3.5.2.2 Wpływ siły podłużnej na obrót węzła w warunkach pożaru

Z relacji siła-przemieszczenie, która w zakresie sprężystej pracy węzła przyjmuje postać:

$$F_i = k_i E \Delta_i \quad (3.141)$$

wynika że:

$$\Delta_i = \frac{F_i}{k_i E} \quad (3.142)$$

Wartości siły F_i wynoszą odpowiednio (Maślak i Snela, 2014c; Maślak i Snela, 2015c)

– w pierwszym przypadku:

$$F_{t,i} = \frac{M + z_c N \cos \alpha}{z_c + z_t} \quad \text{oraz} \quad F_{c,i} = \frac{M - z_t N \cos \alpha}{z_c + z_t} \quad (3.143) \text{ i } (3.144)$$

– w drugim przypadku:

$$F_{c,\max} = \frac{M}{2z_c} + \frac{N \cos \alpha}{2} \quad \text{oraz} \quad F_{c,\min} = \frac{M}{2z_c} - \frac{N \cos \alpha}{2} \quad (3.145) \text{ i } (3.146)$$

– w trzecim przypadku:

$$F_{t,\max,i} = \frac{M + z_t' N \cos \alpha}{z_{t,i} + z_t'} \quad \text{oraz} \quad F_{t,\min,i} = \frac{z_t N \cos \alpha - M}{z_t + z_t'} \quad (3.147) \text{ i } (3.148)$$

Powyższe zależności pozwalają na oszacowanie obrotu węzła. Zależy on jedynie od odkształceń generowanych przez składniki rozciągane, w tym także od zginanej płyty czołowej stanowiącej wraz z rozciąganymi śrubami odpowiedni króciec teowy, co oznacza że:

$$\varphi = \frac{\sum_i \Delta_{t,i}}{z_{eq}} = \frac{1}{E z_{eq}} \frac{\sum_i F_{t,i}}{\sum_i k_{t,i}} \quad (3.149)$$

gdzie:

E – moduł Younga stali konstrukcyjnej,

$F_{t,i}$ – siła generowana w rozciąganym i -tym składniku węzła,

$k_{t,i}$ – współczynnik sztywności i -tego rozciąganego składnika węzła,

z_{eq} – zastępcze ramię dźwigni,

a zatem w drugim z rozpatrywanych przypadków węzeł jest nominalnie sztywny.

Przekształcając powyższą zależność na warunki pożarowe otrzymuje się (indeks θ oznacza zależność danej wielkości od temperatury stali θ):

$$\phi_\theta = \frac{\sum_i \Delta_{t,i,\theta}}{z_{eq}} = \frac{1}{E_\theta z_{eq}} \frac{\sum_i F_{t,i,\theta}}{\sum_i k_{t,i}} \quad (3.150)$$

Po przeprowadzeniu obliczeń w pierwszym przypadku zachodzi:

$$\Delta_{t,i,\theta} = \frac{M + z_c N \cos \alpha}{E_\theta (z_c + z_t) k_{t,i}} \quad (3.151)$$

co daje:

$$\Sigma \Delta_{t,i,\theta} = \frac{M + z_c N \cos \alpha}{E_\theta (z_c + z_t)} \left(\frac{z_c + z_t}{\sum_r \left(\frac{1}{\frac{1}{k_{ep,r}} + \frac{1}{k_{b,r}}} \right) h_r} \right) \quad (3.152)$$

w trzecim natomiast:

$$\sum_i \Delta_{t,i,\theta} = \sum_i \Delta_{t,\max,i,\theta} - \sum_i \Delta_{t,\min,i,\theta} = \Delta_{t,\max,eq,\theta} - (\Delta_{t,\min,ep,\theta} + \Delta_{t,\min,b,\theta}) \quad (3.153)$$

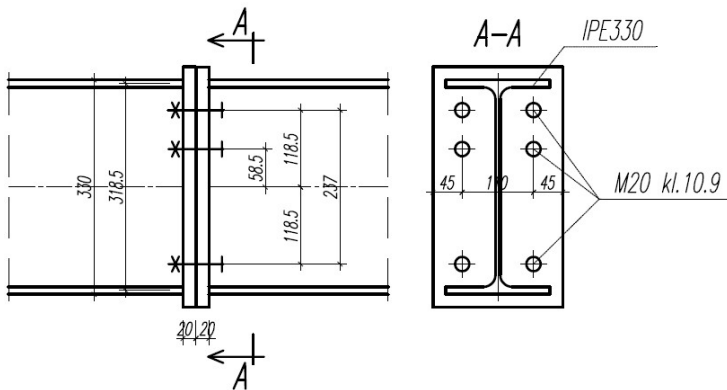
gdzie:

$$\Delta_{t,\max,eq,\theta} = \frac{M + z'_t N \cos \alpha}{E_\theta (z_t + z'_t)} \cdot \frac{(z_t + z'_t)}{\sum_r \left[\left(\frac{1}{\frac{1}{k_{\max,ep,r}} + \frac{1}{k_{\max,b,r}}} \right) (h_r - z_c + z'_t) \right]} \quad (3.154)$$

$$\begin{aligned} \Delta_{t,\min,b,\theta} &= \frac{z_t N \cos \alpha - M}{E_\theta (z_t + z'_t)} \cdot \frac{1}{k_{t,\min,b}} \Delta_{t,\min,ep,\theta} = \\ &= \frac{z_t N \cos \alpha - M}{E_\theta (z_t + z'_t)} \cdot \frac{1}{k_{t,\min,ep}} \end{aligned} \quad (3.155)$$

3.5.2.3 Przykład numeryczny

Szczegółowej analizie poddano węzeł przedstawiony na Rys. 3.41. Węzeł analizowany w przykładzie, wykonany ze stali S355, dla którego $\alpha = 0^\circ$ (Maślak i Snela, 2014c; Maślak i Snela, 2015c). Założono rygle z dwuteownika IPE 330 i śruby M20 klasy 10.9. Poza tym przyjęto, że blacha czołowa ma wymiary 370x200x20mm, natomiast ramiona sił wynoszą odpowiednio $z_{t1} = 118,5\text{mm}$, $z_{t2} = 58,5\text{mm}$, $z'_t = 118,5\text{mm}$.



Rys. 3.41. Węzeł analizowany w przykładzie

Rozpatrywany węzeł obciążony jest stałym momentem zginającym ściskającym dolny pas rygła, o wartości $M = 100\text{kNm}$, a także siłą osiową N , przyłożoną w osi rygła, taką że:

$$-1 \leq \eta \leq 1 \quad (3.156)$$

gdzie:

η – parametr określający stopień wykorzystania nośności rygła, określony stosunkiem:

$$\eta = \frac{N}{N_{pl,20}} \quad (3.157)$$

w którym:

N_{pl} – nośność plastyczna przekroju rygła przy czystym rozciąganiu w temperaturze 20°C .

Wartość dodatnia parametru η oznacza rozciąganie, zaś ujemna – ściskanie. Nośność plastyczna przekroju rygła przy czystym rozciąganiu dla analizowanego przypadku w temperaturze 20°C wynosi $N_{pl,20} = 2222,3\text{kN}$.

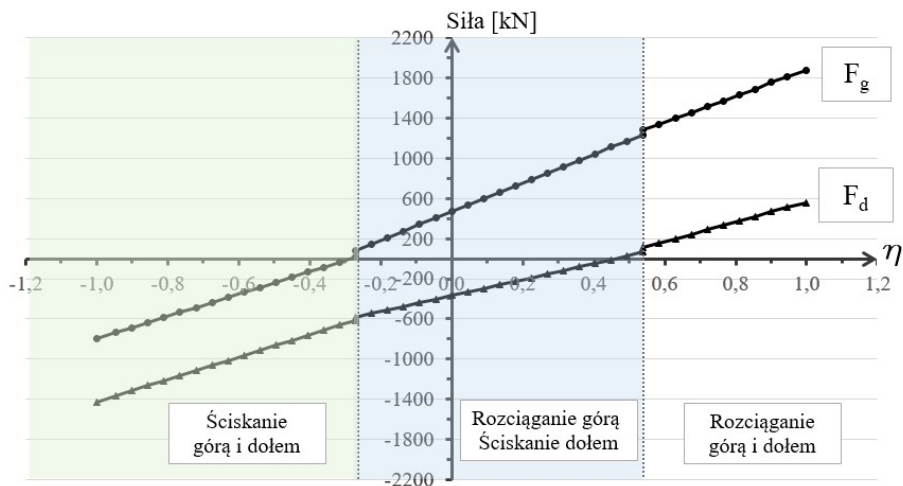
Powyższe założenia pozwalają na wyznaczenie sił w pasach rygła po uwzględnieniu interakcji M - N . Przedstawiono je na Rys. 3.42 w zależności od wartości parametru η . Jeżeli obie siły, F_g i F_d , są mniejsze od zera to mamy do czynienia ze ściskaniem w obu pasach rygła (przypadek drugi), a zatem węzeł jest nominalnie sztywny. Z drugiej strony, przy obydwu siłach większych od zera, zarówno górny jak i dolny pas rygła są rozciągane (przypadek trzeci). Przypadek pierwszy, to znaczy rozciąganie górnego pasa i ściskanie dolnego, zachodzi gdy $F_g > 0$ i $F_d < 0$. Na poniższym rysunku słabo uwidaczniają się skokowe zmiany wartości sił na granicach przywołanych powyżej obszarów, będące skutkiem zmiany miarodajnego ramienia działania (z z_c na z_t lub odwrotnie).

Wartości sił F_g i F_d nie można jednak rozważać w pełnym zakresie $-1 \leq \eta \leq 1$. Ogranicza je bowiem nośność węzła, wyznaczona w pierwszym przybliżeniu przy założeniu czystego zginania. Dla danych z rozważanego przykładu dla temperatury 20°C zachodzi:

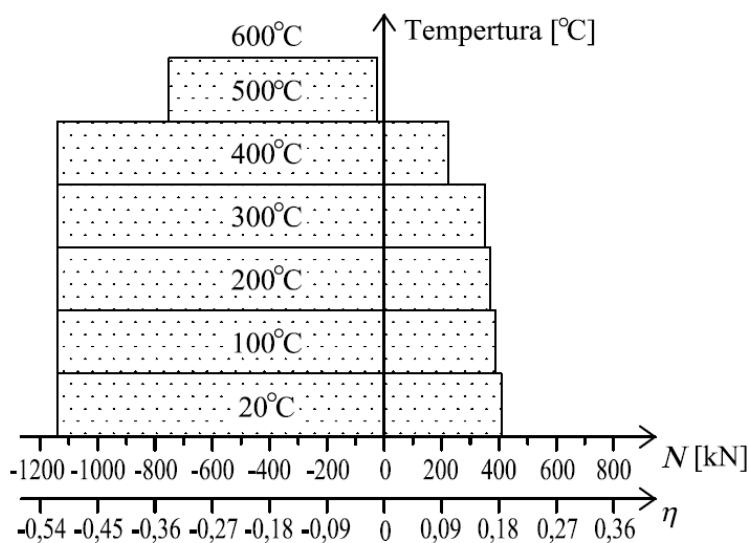
$$M_{j,Rd} = \sum_i F_{i,r,Rd} h_r = 165,15 \text{ kNm} \quad (3.158)$$

co daje przedział wartości dopuszczalnych zaznaczony na Rys. 3.43. Analizując jednocześnie Rys. 3.42 i Rys. 3.43 można zauważyć, że przy temperaturze rygła

$\theta = 20^\circ\text{C}$ nie jest możliwe obustronne rozciąganie węzła, można natomiast tak dobrać wartość siły N aby uzyskać obustronne ściskanie.

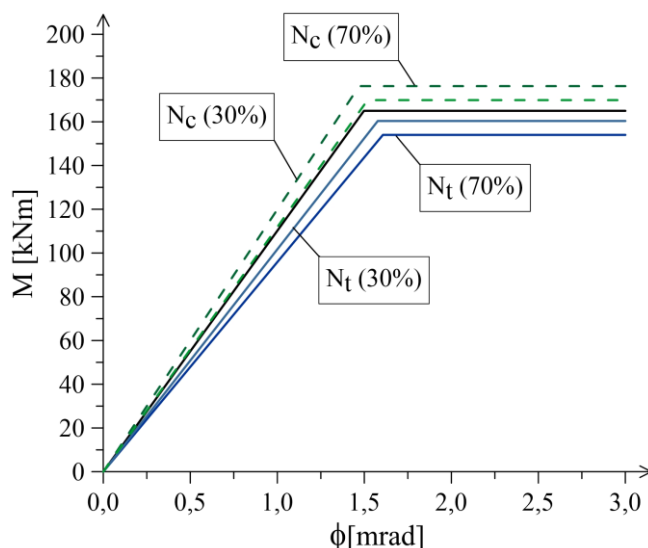


Rys. 3.42. Wartości sił w pasach rygla przy uwzględnieniu interakcji $M-N$ (dla danych z rozpatrywanego przykładu)

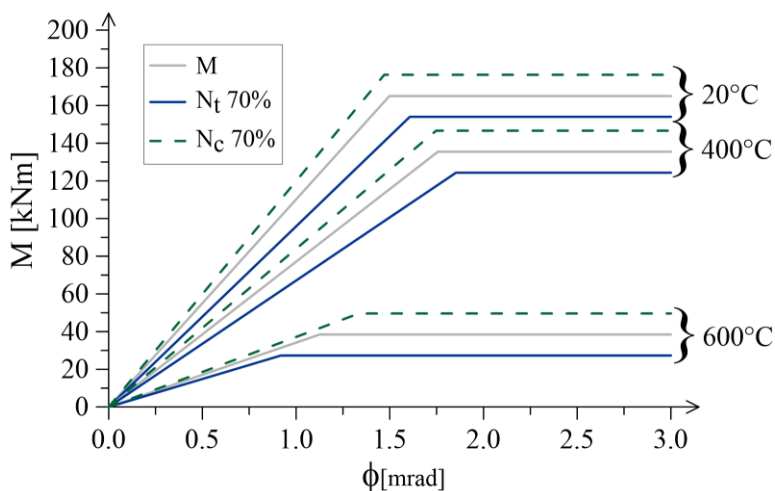


Rys. 3.43. Zakres wartości siły osiowej przenoszanej przez węzeł we współdziałaniu z założonym momentem zginającym przy różnej wartości temperatury rygla

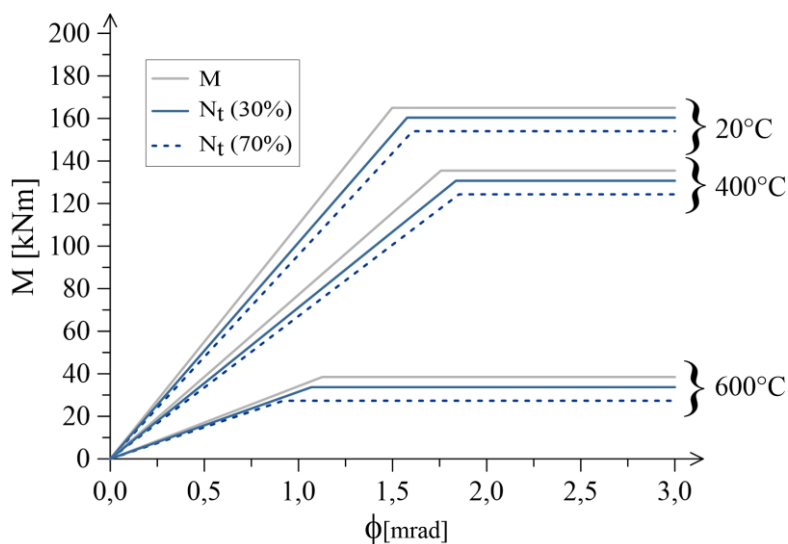
W dalszych rozważaniach skupiono się jedynie na przypadku rozciągania górnych rzędów śrub z jednoczesnym ściskaniem dolnego pasa ryglu. Zastosowanie algorytmu przytoczonego powyżej w temperaturze stali równej 20°C prowadzi do relacji moment – obrót pokazanej na Rys. 3.44. Jak widać, założenie zginania z równoczesnym działaniem osiowej siły rozciągającej N_t daje w efekcie istotną redukcję nośności i sztywności węzła w stosunku do analogicznych wartości określonych dla czystego zginania (na rysunku relacje te zaznaczono jaśniejszą linią), tym większą im większy jest udział tej siły w globalnym bilansie oddziaływań (na rysunku pokazano wyniki otrzymane odpowiednio dla 30% i 70% udziału). Z drugiej strony, współdziałanie siły ściskającej N_c i założonego momentu zginającego, co oczywiste, podnosi nośność i sztywność węzła.



Rys. 3.44. Relacja moment-obrót uzyskana dla rozpatrywanego węzła przy założeniu interakcji M – N i temperatury ryglu na poziomie $\theta = 20^{\circ}\text{C}$.



Rys. 3.45. Relacje moment-obrót charakteryzujące podatność rozpatrywanego węzła w pożarze przy uwzględnieniu interakcji $M-N$, określone dla sił N_c i N_t , przy założonym udziale siły podłużnej na poziomie 70%



Rys. 3.46. Relacje moment-obrót charakteryzujące podatność rozpatrywanego węzła w pożarze przy uwzględnieniu interakcji $M-N$, wyspecyfikowane jedynie dla sił N_t , za to przy różnym ich udziale (ustalonym odpowiednio na poziomach 30% i 70%)

Uwzględnienie narastającej w pożarze temperatury elementów daje rezultaty pokazane na Rys. 3.45 i Rys. 3.46. Wpływ siły osiowej, wykazany wcześniej na Rys. 3.44, niejako nakłada się teraz na redukcję nośności i sztywności węzła spowodowaną samym pożarem. Zmiany te wynikają bowiem z odpowiedniej korekty właściwości mechanicznych stali konstrukcyjnej. Zauważmy przy tym, że w temperaturze poniżej $\theta = 400\text{ }^{\circ}\text{C}$, zgodnie z normą *PN-EN 1993-1-2*, istotnemu zmniejszeniu ulega jedynie charakteryzujący ten materiał moduł sprężystości podłużnej ($k_{E,\theta} < 1$), co wpływa w zasadzie głównie na zmianę sztywności węzła. Powyżej tej temperatury zachodzi jednak również coraz bardziej znacząca redukcja granicy plastyczności stali ($k_{y,\theta} < 1$), a to nieuchronnie prowadzi do szybkiego wyczerpania nośności węzła (co ma miejsce w temperaturze niższej niż $\theta = 600\text{ }^{\circ}\text{C}$ – patrz Rys. 3.43).

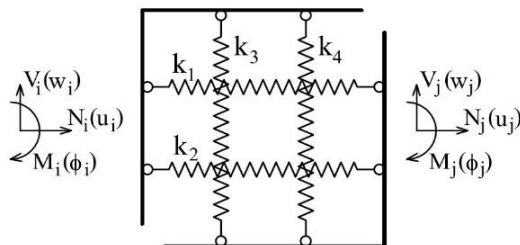
3.5.2.4 Wnioski wynikające z przykładu

Uzyskane wyniki pozwalają na konstatację, że uwzględnienie wpływu siły osiowej może mieć istotne znaczenie dla uwiarygodnienia modeli formalnych opisujących zachowanie się zginanych węzłów podatnych. Przy danych przyjętych w rozpatrywanym przykładzie wpływ ten można oszacować mniej więcej na poziomie 10%, za to po stronie niebezpiecznej. Może on być jednak znacząco większy, jeśli tylko udział siły podłużnej w globalnym bilansie oddziaływań będzie dominujący. Niemniej jednak, efekt tego typu trzeba rozpatrywać w kontekście niedoskonałości dotychczas stosowanych modeli. Są one jak dotąd na tyle nieprecyzyjne, że wydaje się uzasadnione, aby w praktyce inżynierskiej wpływy wykazane powyżej dołączyć do tych, które zostały zakwalifikowane do kategorii kojarzonej z niepewnością modelu obliczeniowego.

3.5.3. Modele analityczne uwzględniające interakcję oddziaływań M-V oraz M-N

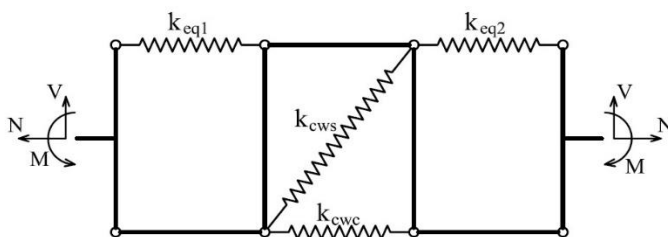
3.5.3.1 Podstawy teoretyczne

Jednym z pierwszych modeli pozwalających na uwzględnienie w sposób bezpośredni wpływu siły osiowej N i/lub siły poprzecznej V na reakcję zginanego stalowego doczołowego węzła podatnego rygiel-słup był model opracowany przez *T.Q. Li* z zespołem (*Li T.Q. i in., 1995*). Zaproponowano w nim użycie dwóch par sprężyn, z których pierwsza para została usytuowana pionowo, natomiast druga – poziomo (Rys. 3.47). Obie pary doczepiono do nieskończonej sztywnych ramion. Tego rodzaju układ dawał możliwość jakościowej i ilościowej specyfikacji obydwu podstawowych stopni swobody, to znaczy zarówno stopnia czysto-translacyjnego, jak i rotacyjnego.



Rys. 3.47. Sprężony układ sprężyn, zaproponowany w pracy Li T.Q. i in., 1995, pozwalający na uwzględnienie w sposób bezpośredni reakcji węzła na działanie siły poprzecznej

Znaczącym udoskonaleniem tego rozwiązania był układ sprężyn zaproponowany w pracy Bayo i in., 2006. Reakcję środniczka słupa na przyłożone obciążenie zamodelowano tu, podobnie jak w poprzednio opisywanym modelu, poprzez współdziałanie dwóch sprężyn, to znaczy odpowiednio jednej odpowiadającej za pracę jego części ściskanej (cwc) i drugiej, modelującej zachowanie strefy ścinanej (cws). Nie zostały one jednak w tym przypadku połączone szeregowo. Co prawda pierwsza z nich została zorientowana horyzontalnie, pozostając sprężyną typowo translacyjną, za to drugą zorientowano diagonalnie w stosunku do wszystkich pozostałych sprężyn. Do tak skonstruowanego modelu pracy środniczka słupa trzeba jeszcze dodać niezależne sprężyny translacyjne, charakteryzowane parametrami $k_{eq,1}$ i $k_{eq,2}$, odwzorowujące oddziaływanie rozciąganych składników węzła, odpowiednio po jego lewej i prawej stronie. Schemat zaproponowanego układu pokazano na Rys. 3.48 odnosząc go tym razem do klasycznego węzła dwustronnego. Należy podkreślić, że w takim ujęciu węzeł podatny modelowany jest przy pomocy elementu czterowęzłowego, o dziewięciu stopniach swobody. Odróżnia go to zatem od rozpatrywanych do tej pory typowych elementów dwuwęzłowych. Poza tym element ten nie jest już nieskończenie mały. Jego rozmiar determinuje bowiem wysokość przekroju poprzecznego słupa oraz ramię działania sił poziomych przekazywanych z rygli.



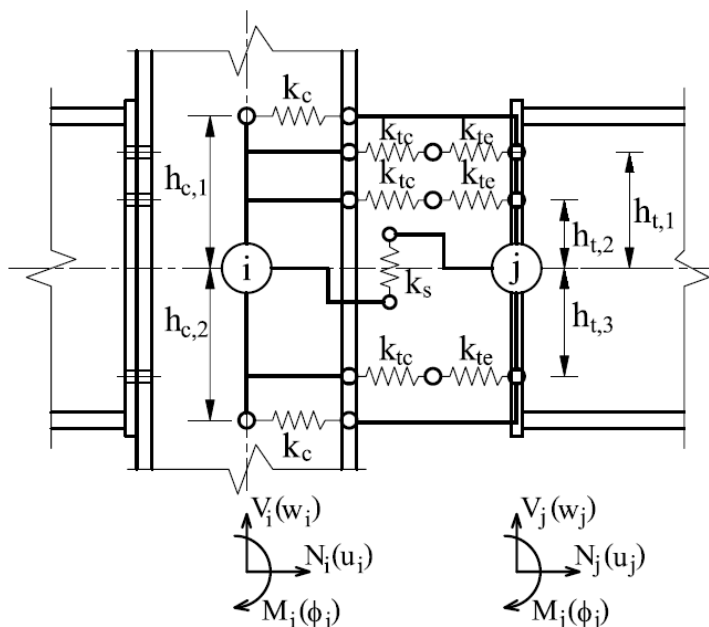
Rys. 3.48. Układ sprężyn modelujący pracę dwustronnego doczołowego węzła rygiel-słup, sprężony z diagonalnie zorientowaną sprężyną odzwierciedlającą wpływ ścinania panelu środniczka słupa (według Bayo i in., 2006)

Oczywiście prezentowany model można rozbudować przez dodanie kolejnej sprężyny modelującej ścinanie środka słupa. Będzie ona wtedy umieszczona na drugiej przekątnej rozpatrywanego elementu węzłowego. Uogólniając, należy stwierdzić, że zastosowanie zastępczego diagonalnego elementu prętowego należy do podstawowych technik modelowania zachowania się ścinanych paneli blachownic stalowych, zwłaszcza tych charakteryzujących się znaczną smukłością płytową.

Zgodnie z wytycznymi zawartymi w pracy Bayo i in., 2006 charakterystyki zastosowanych sprężyn należy wyznaczać zgodnie z zasadami podanymi w normie PN-EN 1993-1-8, sam zaś algorytm opracowany został dla podstawowej sytuacji projektowej, a więc bez uwzględnienia ewentualnych wpływów termicznych. Niemniej jednak podstawową zaletą modelu jest możliwość przeprowadzenia sprzężonej analizy statycznej, uwzględniającej równoczesne zginanie, ściskanie (lub rozciąganie) i ścinanie elementów węzła.

3.5.3.2 Model ze sprężyną zorientowaną wertykalnie

Pierwszym zalecanym do stosowania w praktyce modelem jest model opracowany przez Blocka z zespołem (Block i in., 2007; Block i in., 2013). W zaproponowanym ujęciu do opisu odpowiedzi węzła na przyłożoną do niego siłę poprzeczną wykorzystuje się usytuowaną pionowo sprężynę o charakterystyce k_s (Rys. 3.49). Wszystkie pozostałe sprężyny zorientowane są poziomo. Strefa rozciągana węzła modelowana jest przez dwa połączone szeregowo króćce teowe. Pierwszy, odzwierciedlany przez rozciągane sprężyny o charakterystyce k_{tc} , symuluje działanie śrub i zginanego pasa słupa, drugi natomiast, zapisany poprzez rozciągane sprężyny charakteryzowane przez parametr k_{te} , interakcję działania śrub z blachą czołową ryglu (Rys. 3.49). Z drugiej strony, ściskanie panelu środka słupa odwzorowują sprężyny o charakterystyce k_c (Rys. 3.49). W modelu tym nie rozpatruje się wpływu strefy ścinanej panelu środka słupa, co w zasadzie ogranicza jego zastosowanie do węzłów z równymi momentami zginającymi przejmowanymi z rygli po lewej i prawej stronie słupa, a więc w praktyce jedynie do wewnętrznych węzłów badanej ramy. Oczywiście sprężyny rozciągane działają tu na ramionach $h_{t,i}$ wyznaczonych przez rozstaw kolejnych rzędów śrub, natomiast te ścisrane na ramionach $h_{c,i}$, znacząco większych i determinowanych rozstawem osi pasów ryglu.



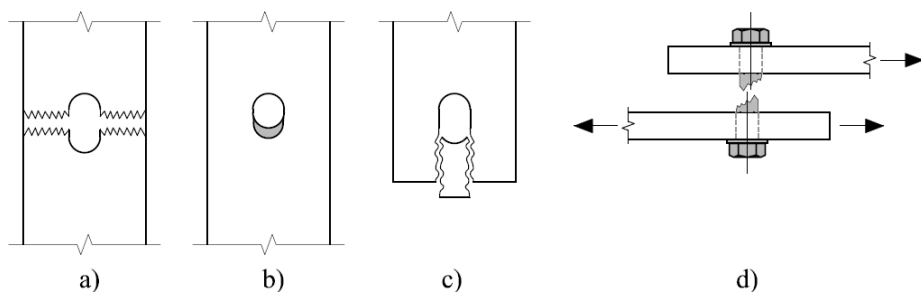
Rys. 3.49. Zastępczy model elementu węzłowego według Block i in., 2007 oraz Block i in., 2013

Szczegółowy schemat tak skonstruowanego modelu przedstawiono na Rys. 3.49 przy oznaczeniu węzłów elementu, odpowiednio lewego i prawego, symbolami i oraz j . Odległość między tymi węzłami uznawana jest za nieskończenie małą toteż tak zdefiniowany element należy formalnie traktować jako jednowymiarowy. Element tego typu jest w wielu aspektach elementem prostszym w stosunku do tego, który został wcześniej przedstawiony na Rys. 3.48, niemniej jednak jego podstawową zaletą jest możliwość stosunkowo łatwego dostosowania do analizy odniesionej do sytuacji pożaru.

Charakterystyki sprężyn modelujących pracę zginanych: blachy czołowej i pasa słupa, rozciąganych śrub oraz ściskanego panelu słupa w warunkach oddziaływania temperatury pożarowej można wyznaczyć z zależności podanych w rozdziale 3.2 niniejszej pracy. Pionowa sprężyna (odwzorowująca ścinanie) modelowana jest jako połączenie w pełni sztywne (Block i in., 2007; Block i in., 2013), niemniej jednak uwzględnienie jej podatności nie stwarza trudności natury formalnej. Poniżej opisano zależności siła-przemieszczenie oraz wzory pozwalające na wyznaczenie sztywności elementów węzła przenoszących siłę ścinającą w warunkach pożaru rozwiniętego.

Gdy na połączenie działa siła ścinająca, elementy węzła (blacha czołowa oraz pas słupa w połączeniach na blachę czołową, przykładki i środek belki w węzłach z przykładkami) przemieszczają się względem siebie, a śruby dociskają do ścianek otworów. Wzrost obciążenia wywołuje zginanie elementów

węzła (blachy czołowe, pas słupa, przykładki) czemu towarzyszy przemieszczenie śrub wywołane jednoczesnym rozciąganiem i ścinaniem. W wyniku działania siły ścinającej może dojść do uplastycznienia blach w miejscu docisku lub nawet do ścięcia trzpieni śrub. Na Rys. 3.50 pokazano możliwe odkształcenia oraz mechanizmy zniszczenia występujące w połączeniach pracujących na ścinanie. Podczas badań ogniowych przeprowadzonych na uniwersytecie w Manchesterze (Wang Y.C. i in., 2011) stwierdzono, że w przypadku połączeń na przykładki blachy tych przykładek doznawały znacznych odkształceń na skutek docisku śrub do ścianek otworu, same zaś śruby ulegały zniszczeniu przy ścinaniu. W przypadku węzłów z wystającą oraz węzłów z wpuszczoną blachą czołową o nośności połączeń decydowały śruby poddane jednoczesnemu rozciąganiu i ścinaniu.



Rys. 3.50. Możliwe mechanizmy zniszczenia zakładkowego połączenia ścinanego w jednej płaszczyźnie: a) zerwanie blachy, b) uplastycznienie blachy w miejscu docisku śruby do ścianki otworu, c) rozerwanie typu blokowego (wyrwanie kawałka blachy), d) ścięcie trzpieni śrub

Sarraj z zespołem (Sarraj i in., 2007) przeprowadził badania numeryczne dotyczące aktywnych składników węzłów przy ścinaniu w tym w szczególności dociskanych płyt oraz śrub ścinanych w pojedynczej płaszczyźnie. Analizował oni również wpływ tarcia pomiędzy tymi elementami. Symulacje numeryczne wykazały, że tarcie pomiędzy poszczególnymi elementami węzłów śrubowych (ściślej śrubami i blachami czołowymi) ma tylko niewielki wpływ na nośność oraz na sztywność pionowej sprężyny modelującej ścinanie, stąd efekt ten został pominięty w niniejszej pracy.

Nośność blachy czołowej ze względu na docisk trzpieni śrub do ścianek otworu w temperaturze θ , przy założeniu sprężysto-idealnie plastycznej charakterystyki sprężyny modelującej dociskana blachę, może zostać wyznaczona przy wykorzystaniu zmodyfikowanej na przypadek pożaru zależności podanej w normie PN-EN 1993-1-8:

$$F_{b,Rd,\theta} = 2,5d_b t_{ep} k_{b,\theta} f_u \quad (3.159)$$

gdzie:

f_u – wytrzymałość na rozciąganie stali z której wykonana jest blacha,

$k_{b,\theta}$ – współczynnik redukcyjny nośności śrub w temperaturze θ ,

d_b – nominalna średnica trzpienia śruby,

t_{ep} – grubość blachy czołowej.

Należy również sprawdzić czy nie dojdzie do utraty nośności przekroju osłabionego otworami na łączniki. Nośność przekroju netto w temperaturze θ wyznacza się ze wzoru:

$$F_{u,Rd,\theta} = A_{net} f_{u,\theta} \quad (3.160)$$

gdzie:

A_{net} – pole powierzchni przekroju netto,

$f_{u,\theta}$ – wytrzymałość na rozciąganie stali z której wykonana jest blacha specyfikowana w temperaturze θ .

Zgodnie z przepisami normy *PN-EN 1993-1-8* sztywność początkową dociskanej przez trzpienie śrub blachy należy obliczać ze wzorów:

$$K_{br,ep,ini,\theta} = 24n_b k_{bb} k_t d_b f_{u,\theta} \quad (3.161)$$

oraz:

$$k_t = \frac{1,5t_j}{d_{M16}} \leq 2,5 \quad (3.162)$$

gdzie:

n_b – liczba szeregów śrub w kierunku obciążenia,

k_{bb} – współczynnik uwzględniający odległość szeregów śrub od brzegu blachy oraz rozstaw śrub w kierunku obciążenia, ustalany według zaleceń normy *PN-EN 1993-1-8*,

k_t – współczynnik redukcyjny grubości blachy,

d_b – nominalna średnica trzpienia śruby,

$f_{u,\theta}$ – wytrzymałość na rozciąganie stali z której wykonana jest blacha specyfikowana w temperaturze θ ,

t_j – grubość rozpatrywanej części skłeszczenia,

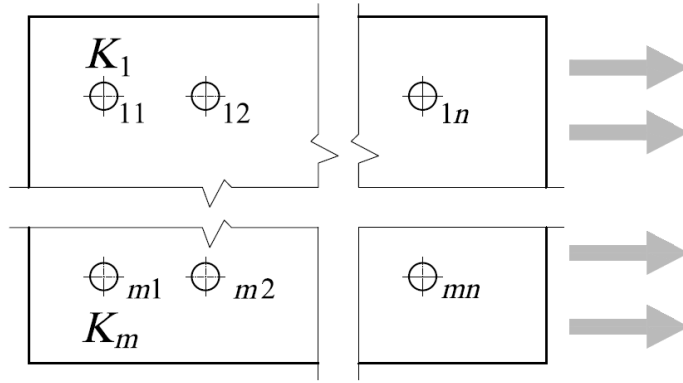
d_{M16} – nominalna średnica śruby M16.

W przypadku blachy z $m \times n$ (Rys. 3.51) otworami na śruby sztywność początkową należy wyznaczać z zależności:

$$K_{br,ep,ini,\theta} = \sum_{i=1}^m K_{br,i} = mK_{br,row} \quad (3.163)$$

gdzie:

$K_{br,row}$ – sztywność początkowa pojedynczego szeregu śrub w kierunku obciążenia, obliczana ze wzoru (3.161).



Rys. 3.51. Blacha z kilkoma szeregami śrub rozmieszczonych w kierunku obciążenia i prostopadle do kierunku obciążenia.

Rex wraz z Easterlingiem (Rex i Easterling, 2003) przeprowadzili serię 48 badań na zakładkowych połączeniach na jedną śrubę. W celu określenia zależności siła-przemieszczenie dla tego typu połączeń wykorzystali oni nieliniowe równanie, które następnie zostało zmodyfikowane przez Sarraja (Sarraj, 2007). Badał on wpływ właściwości geometrycznych połączenia, takich jak na przykład średnica śrub, rozstaw śrub, grubość blach, na zachowanie złącza jednociętego w temperaturze pożarowej. Opierając się na równaniu zaproponowanym przez Sarraja nieliniową zależność siła-przemieszczenie dla blachy eksponowanej na temperaturę pożarową wyznaczyć można z zależności:

$$\frac{F_{b,\theta}}{F_{b,Rd,\theta}} = \frac{\psi_{\theta} \bar{\Delta}_{o,\theta}}{\left(1 + \sqrt{\bar{\Delta}_{o,\theta}}\right)^2} - \zeta_{\theta} \bar{\Delta}_{\theta} \quad (3.164)$$

w której:

$$\bar{\Delta}_{o,\theta} = \frac{\Delta_{o,\theta} K_{br,ep,ini,\theta}}{F_{b,Rd,\theta}} \quad (3.165)$$

przy czym:

$$\text{jeżeli zachodzi } e_2 \leq 2d_b \quad \text{to} \quad F_{b,Rd,\theta} = \frac{e_2}{d_b} f_{u,\theta} d_b t_p \quad (3.166)$$

$$\text{jeżeli zachodzi } e_2 \geq 3d_b \quad \text{to} \quad F_{b,Rd,\theta} = 0,92 \frac{e_2}{d_b} f_{u,\theta} d_b t_p \quad (3.167)$$

gdzie:

$F_{b,\theta}$ – siła ścinająca działająca na blachę w temperaturze θ ,

$F_{b,Rd,\theta}$ – nośność na docisk trzpienia śruby do ścianki otworu w temperaturze θ ,

$\Delta_{o,\theta}$ – odkształcenie (wydłużenie) otworu w temperaturze θ ,

$\bar{\Delta}_{o,\theta}$ – znormalizowane odkształcenia dociskanej blachy czołowej w temperaturze θ ,

ψ_θ – „pierwszy” parametr dopasowania krzywej w temperaturze θ (Tab. 3.9),

ζ_θ – „drugi” parametr dopasowania krzywej w temperaturze θ (Tab. 3.9),

e_2 – odległość od osi otworu do brzegu blachy, mierzona w kierunku działania obciążenia.

Sarraj w swojej pracy (Sarraj, 2007) podał również zależność pozwalającą na wyznaczenie sztywności początkowej blachy przy docisku, która po przekształceniu na warunki pożaru przyjmuje postać:

$$K_{br,ep,ini,\theta} = \frac{1}{\frac{1}{K_{br,ep,\theta}} + \frac{1}{K_{b,ep,\theta}} + \frac{1}{K_{s,ep,\theta}}} \quad (3.168)$$

w której:

$$K_{br,ep,\theta} = \Omega_\theta f_{y,\theta} \left(\frac{d_b}{25,4} \right)^{0,8} \quad (3.169)$$

$$K_{b,ep,\theta} = 32 E_\theta t_p \left(\frac{e_2}{d_b} - 0,5 \right)^3 \quad (3.170)$$

$$K_{s,ep,\theta} = 6,67 G_{\theta} t_p \left(\frac{e_2}{d_b} - 0,5 \right) \quad (3.171)$$

gdzie:

$K_{br,ep,\theta}$ – sztywność blachy ze względu na docisk w temperaturze θ ,

$K_{b,ep,\theta}$ – sztywność blachy ze względu na zginanie w temperaturze θ ,

$K_{s,ep,\theta}$ – sztywność blachy ze względu na ścinanie w temperaturze θ ,

G_{θ} – moduł sprężystości poprzecznej stali z której wykonano blachę w temperaturze θ ,

Ω_{θ} – „trzeci” parametr dopasowania krzywej w temperaturze θ (Tab. 3.9).

W celu dopasowania wyników uzyskanych z prezentowanego powyżej modelu analitycznego do rezultatów przeprowadzonych przez siebie badań eksperymentalnych Sarraj (Sarraj, 2007) wyznaczył wartości parametrów ψ_{θ} , ϕ_{θ} , Ω_{θ} . Zestawiono je w Tab. 3.9.

Tab. 3.9. Wartości parametrów dopasowania krzywej siła-przemieszczenie blachy przy docisku w temperaturze θ (według Sarraj, 2007).

Temperatura θ [°C]	$e_2 \leq 2d_b$ wszystkie średnice śrub			$e_2 \geq 3d_b$ średnice śrub $\leq$ M20			$e_2 \geq 3d_b$ śruby M24		
	ψ_{θ}	ϕ_{θ}	Ω_{θ}	ψ_{θ}	ϕ_{θ}	Ω_{θ}	ψ_{θ}	ϕ_{θ}	Ω_{θ}
20	2,1	0,012	145	1,7	0,008	250	1,7	0,011	250
100	2,0	0,008	180	1,7	0,008	220	1,7	0,011	250
200	2,0	0,008	180	1,7	0,008	220	1,7	0,011	250
300	2,0	0,008	180	1,7	0,008	220	1,7	0,011	250
400	2,0	0,008	170	1,7	0,008	200	1,7	0,009	200
500	2,0	0,008	130	1,7	0,008	170	1,7	0,007	170
600	2,0	0,008	80	1,7	0,008	110	1,7	0,005	110
700	2,0	0,008	45	1,7	0,007	40	1,7	0,005	40
800	1,8	0,008	20	1,7	0,007	20	1,7	0,001	20

He wraz z Y.C. Wangiem (He i Wang Y.C., 2011; He i Wang Y.C., 2012) opracowali model analityczny pozwalający na wyznaczenie zdolności do odkształceń blachy przy docisku. Wyniki uzyskane za pomocą zaproponowanego przez nich algorytmu wykazały dużą zgodność z rezultatami przeprowadzonych niezależnie analiz numerycznych. Trzeba jednak zauważyć, że przeprowadzona walidacja modelu analitycznego nie dotyczyła zachowania węzłów w warunkach oddziaływania na nie temperatury pożarowej.

Badania eksperymentalne przeprowadzone przez Yu z zespołem (Yu i in., 2007) wykazały, że najbardziej rozpowszechnioną formą zniszczenia połączeń z przykładką na średniku rygla jest ścięcie trzpieni śrub. Nośność śruby na ścinanie w temperaturze θ można wyznaczyć z zależności:

$$F_{s,b,Rd,\theta} = n_v \cdot \alpha_v A_b f_{ub} k_{b,\theta} \quad (3.172)$$

gdzie:

n_v – liczba płaszczyzn ścinania,

A_b – pole przekroju czynnego śruby A_s , gdy płaszczyzna ścinania przechodzi przez gwintowaną część śruby, w przeciwnym przypadku jest to po prostu pole przekroju trzpienia śruby,

α_v – współczynnik zależny od klasy śruby oraz od tego czy płaszczyzna ścinania przechodzi przez gwintowaną część śruby,

f_{ub} – wytrzymałość na rozciąganie stali z której wykonano śruby,

$k_{b,\theta}$ – współczynnik redukcyjny nośności śrub w temperaturze θ .

Szywność początkowa śruby przy ścinaniu w temperaturze θ może zostać wyznaczona z zależności:

$$K_{s,b,ini,\theta} = \frac{16n_b d_b f_{ub} k_{b,\theta}}{d_{M16}} \quad (3.173)$$

w której:

n_b – liczba szeregów śrub w kierunku obciążenia,

d_b – nominalna średnica trzpienia śruby,

f_{ub} – wytrzymałość na rozciąganie stali z której wykonano śruby,

$k_{b,\theta}$ – współczynnik redukcyjny nośności śrub w temperaturze θ ,

d_{M16} – nominalna średnica śruby M16.

Sarraj (Sarraj, 2007) przeanalizował relacje obciążenie-przemieszczenie-temperatura uzyskane z prowadzonych przez siebie analiz numerycznych i opierając się na równaniu typu *Ramberg-Osgooda* opracował krzywe siła-przemieszczenie specyfikowane dla ścinanych śrub pracujących w temperaturze pożarowej. Mają one postać:

$$\Delta_{s,\theta} = \frac{F_{b,\theta}}{K_{s,b,ini,\theta}} + \Omega_{b,\theta} \left(\frac{F_{b,\theta}}{F_{s,b,Rd,\theta}} \right)^{n_s} \quad (3.174)$$

gdzie:

$\Delta_{s,\theta}$ – względne wydłużenie ścinanej śruby w temperaturze θ ,

$F_{b,\theta}$ – odpowiadająca odkształceniom śruby wartość siły ścinającej w temperaturze θ ,

$F_{b,\theta} K_{s,b,ini,\theta}$ – sztywność początkowa ścinanej śruby w temperaturze θ ,

$\Omega_{b,\theta}$ – „trzeci” parametr dopasowania krzywej dla śrub ścinanych w temperaturze θ ,

n_s – parametr określający nachylenie krzywej (proponuje się przyjmowanie $n_s = 6$),

$F_{s,b,Rd,\theta}$ – nośność śruby ze względu na ścinanie w temperaturze θ .

Sarraj (Sarraj, 2007) podał również następujący wzór do obliczania nośności jednociętej śruby w temperaturze θ :

$$F_{s,b,Rd,\theta} = R_{f,s,b} f_{ub} A \quad (3.175)$$

gdzie:

A – pole przekroju trzpienia śruby,

f_{ub} – wytrzymałość na rozciąganie stali z której wykonano śruby,

$R_{f,s,b}$ – współczynnik redukcyjny nośności na ścinanie śruby w temperaturze θ (według Sarraj, 2007).

Sztywność początkowa śruby przy ścinaniu została przez Sarraja wyrażona zależnością:

$$K_{s,b,ini,\theta} = \frac{kAE_{\theta}}{2(1+\nu)d_b} \quad (3.176)$$

gdzie:

E_{θ} – wartość modułu Younga specyfikowanego dla stali z jakiej wykonano śruby o temperaturze θ ,

ν – współczynnik Poissona dla stali (nie uwzględnia się słabo ujawniającej się zależności tego współczynnika od temperatury stali),

k – współczynnik korekcyjny uwzględniający przyjęcie stałego rozkładu naprężeń w przekroju śruby w miejsce faktycznie występującego rozkładu parabolicznego, w przypadku analizy ścinanych śrub można przyjmować wartość $k = 0,15$ (Sarraj, 2007).

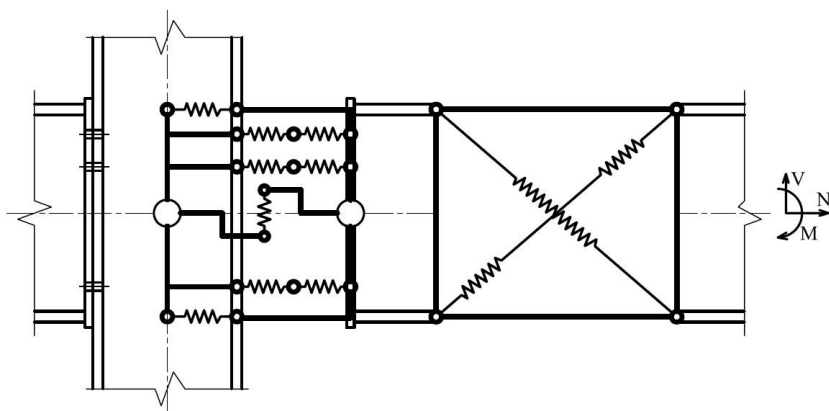
Wartości „trzeciego” parametru dopasowania krzywej $\Omega_{b,\theta}$ oraz współczynnika redukcyjnego nośności śruby na ścinanie $R_{f,s,b}$ podano w Tab. 3.10.

Tab. 3.10. Wartości parametrów dopasowania krzywej siła-przemieszczenie śrub przy ścinaniu w temperaturze θ (według Sarraj,2007).

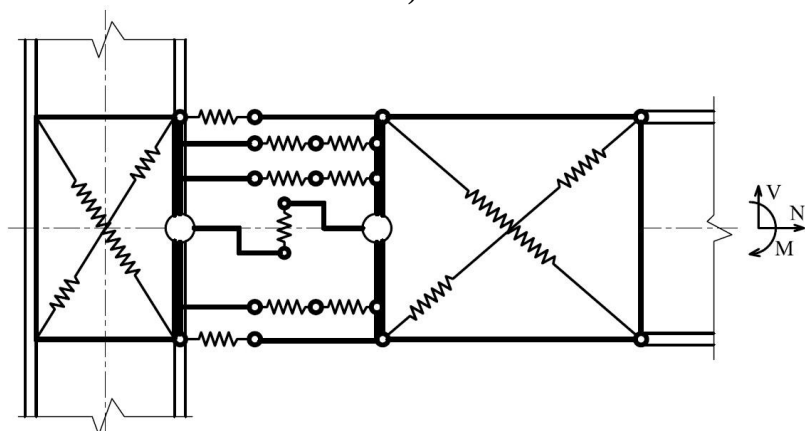
Temperatura θ [°C]	$\Omega_{b,\theta}$	$R_{f,s,b}$
20	2,50	0,580
100	2,80	0,575
200	2,00	0,538
300	2,20	0,500
400	2,00	0,426
500	2,00	0,323
600	1,30	0,139
700	0,60	0,061
800	0,70	0,041
900	0,02	0,019

Model opisany w niniejszym rozdziale różni się zatem od podejścia klasycznego prezentowanego w rozdziale 3.2. niniejszej pracy. Zawiera bowiem w sobie dodatkową, zorientowaną pionowo sprężynę. Trzeba podkreślić, że struktura zastępczego układu mechanicznego modelującego pracę węzła determinuje postać specyfikowanej dla tego węzła macierzy sztywności. Oznacza to, że wprowadzenie dodatkowej sprężyny istotnie wpłynie na jej sformułowanie. Procedurę specyfikacji wyrazów macierzy sztywności analizowanego elementu węzłowego szczegółowo przedstawiono w rozdziale 3.5.4 niniejszej pracy.

Model elementu węzłowego opracowany przez Blocka opisany w niniejszym rozdziale pracy może zostać udoskonalony przez dodanie kolejnych układów sprężyn, zwłaszcza takich, które pozwolą na uwzględnienie oddziaływania ścinanych paneli środników rygla i słupa. Dwa z nich, proponowane do praktycznego zastosowania (Burgess, 2013), pokazano na Rys. 3.52. Zauważmy, że ścinanie tych składników węzła w obu przypadkach modelowane jest przez odpowiednie sprzężenie diagonalnie zorientowanych sprężyn.



a)

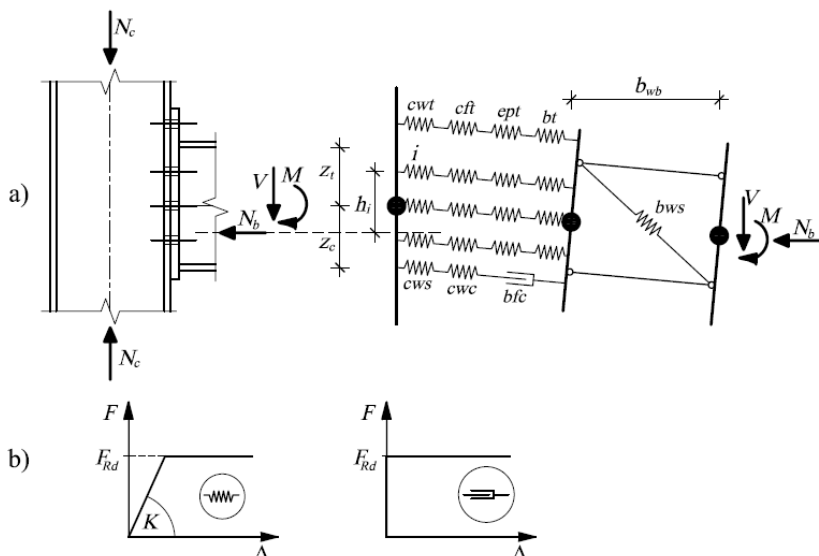


b)

Rys. 3.52. Udoskonalone modele węzła z dodanymi elementami odzwierciedlającymi ścinanie paneli środków rygła (u góry – rys. 3.51a) oraz rygła i słupa (u dołu – rys. 3.51b) – według Burgess, 2013

3.5.3.3 Model węzła ze sprężyną diagonalną

Model pozwalający na wyznaczenie charakterystyki moment-obrót węzła w warunkach pożaru zawierający diagonalną sprężynę, reprezentującą ścinany panel belki, został opracowany przez Qiana z zespołem (Qian i in., 2009). W modelu tego typu oprócz wpływu ścinanego panelu środka rygła uwzględniono również wpływ siły osiowej generowanej w ryglu w wyniku ograniczenia swobody indukowanych termicznie odkształceń. Wynikający z takiego podejścia zastępczy model mechaniczny zaprezentowano na Rys. 3.53.



Rys. 3.53. Model węzła podatnego rygiel – słup zaproponowany przez Qiana z zespołem (Qian i in., 2009): a) zastępczy model mechaniczny, b) charakterystyki składników węzła

W modelu tym rozpatrywane elementy węzła reprezentowane przez zastępcze sprężyny oznaczone zostały następująco:

- *cwc* – rozciągany panel środnika słupa,
- *cft* – zginany pas słupa,
- *ept* – zginana blacha czołowa,
- *bt* – śruby przy rozciąganiu,
- *cws* – panel środnika słupa poddany ścinaniu,
- *cwc* – panel słupa w strefie ściskania,
- *bfc* – pas i środnik belki poddane ściskaniu,
- *bws* – środnik rygla poddany ścinaniu.

Symbolami z_t i z_c oznaczono odległości od środka ciężkości belki do środka odpowiednio strefy rozciąganej i strefy ściskanej. Odległość i -tego szeregu śrub od środka układu działających sił określa wymiar h_i .

W prezentowanym modelu dla wszystkich składników strefy rozciąganej oraz strefy ściskanej, a także dla ścinanego panelu środnika słupa, przyjęto sprężysto-idealnie plastyczne charakterystyki sprężyn (Rys. 3.53a), które należy wyznaczać z zależności podanych w rozdziale 3.2 niniejszej pracy. Wyjątek stanowi tu ściskany pas i środnik belki dla których przyjęto sztywno-plastyczną charakterystykę (Rys. 3.53b) oraz ścinany środnik belki, dla którego podano zależności, pozwalające na wyznaczenie ugięć w fazie zarówno przed jak i po wyboczeniu.

Mają one postać:

$$u_{s,wb,cr,\theta} = \frac{2\tau_{s,wb,cr,\theta}b_{wb}(1+\nu)}{E_{\theta}} \quad (3.177)$$

oraz:

$$u_{s,wb,ult,\theta} = \frac{(f_{y,wb})^2 c^2 d_{wb} t_{wb}}{E_{\theta} (V_{s,wb,ult}^m C - 4M_{s,wb,pfr,\theta})} + \frac{2\tau_{s,wb,cr,\theta}b_{wb}(1+\nu)}{E_{\theta}} \quad (3.178)$$

gdzie:

$u_{s,wb,cr,\theta}$ – maksymalne przemieszczenie punktu środka belki na skutek ścinania w stanie dokrytycznym w temperaturze θ ,

$u_{s,wb,ult,\theta}$ – maksymalne przemieszczenie punktu środka belki w stanie pokrytycznym w temperaturze θ ,

$\tau_{s,wb,cr,\theta}$ – naprężenia powodujące wyboczenie środka belki przy ścinaniu w temperaturze θ ,

$f_{y,wb}$ – granica plastyczności stali w ścinanym panelu środka belki,

$V_{s,wb,ult}^m$ – dodatkowa siła poprzeczna generowana w środku belki w stanie pokrytycznym, generowana na skutek wystąpienia pola ciągnięć,

$M_{s,wb,pfr,\theta}$ graniczny moment plastyczny odpowiadający wytworzeniu się przegubu plastycznego w pasie belki wskutek ścinania połączenia,

b_{wb} – zastępcza szerokość panelu środka (przyjmuje się $b_{wb} = 3d_w$),

d_{wb} – wysokość panelu środka belki,

t_{wb} – grubość panelu środka belki.

Charakterystyka węzła opisana jest trliniową relacją pokazaną na Rys. 3.54. Jak widać, wykorzystane zostało tutaj klasyczne podejście rekomendowane w normie PN-EN 1993-1-8, przy czym w zakresie plastycznym uwzględniono wpływ siły osiowej $N_{b,\theta}$ generowanej w temperaturze θ przez wyspecyfikowanie sztywności siecznej $S'_{j,\theta}$, określonej zależnościami:

$$S'_{j,\theta} = \frac{M_{j,Rd,\theta}}{M_{j,Rd,\theta} - N_{b,\theta}e_0} S_{j,ini,\theta} \quad (3.179)$$

$$e_0 = \frac{z_c K_{cwc} - z_t K_t}{K_t + K_{cwc}} \quad (3.180)$$

gdzie:

$N_{b,\theta}$ – siła ściskająca generowana w ryglu w temperaturze θ ,

$M_{j,Rd,\theta}$ – nośność węzła na zginanie w temperaturze θ ,

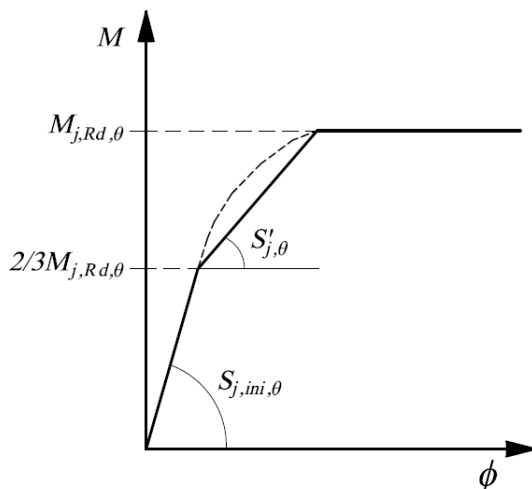
$S_{j,ini,\theta}$ – sztywność początkowa węzła w temperaturze θ , ustalana z zależności podanych w rozdziale 3.2 niniejszej pracy,

K_{cwc} – sztywność ściskanego panelu środknika słupa,

K_t – zastępcza sztywność strefy rozciąganej (ustalana według zasad podanych w rozdziale 3.2 niniejszej pracy),

z_t – odległość środka strefy rozciąganej od środka ciężkości belki,

z_c – odległość środka strefy ściskanej od środka ciężkości belki.



Rys. 3.54. Triliniowa charakterystyka moment-obrót węzła podatnego (według Qian i in., 2009)

Całkowity obrót węzła można uzyskać przez złożenie obrotu wywołanego działaniem momentu zginającego (i siły podłużnej) z obrotem wywołanym ugięciem panelu środknika belki poddanemu ścinaniu. Na Rys. 3.55 przez ϕ_M oznaczono rzeczywisty obrót węzła na końcu belki, odniesiony do osi słupa. Jego wartość można wyznaczyć z zależności:

$$\phi_M = \frac{M_{j,Ed,\theta}}{S_{j,ini,\theta}} \quad \text{dla} \quad M_{j,Ed,\theta} \leq \frac{2}{3} M_{j,Rd,\theta} \quad (3.181)$$

$$\phi_M = \frac{(1,5)^\psi (M_{j,Ed,\theta})^{\psi+1}}{S'_{j,\theta} (M_{j,Rd,\theta})^\psi} \quad \text{dla} \quad \frac{2}{3} M_{j,Rd,\theta} < M_{j,Ed,\theta} \leq M_{j,Rd,\theta} \quad (3.182)$$

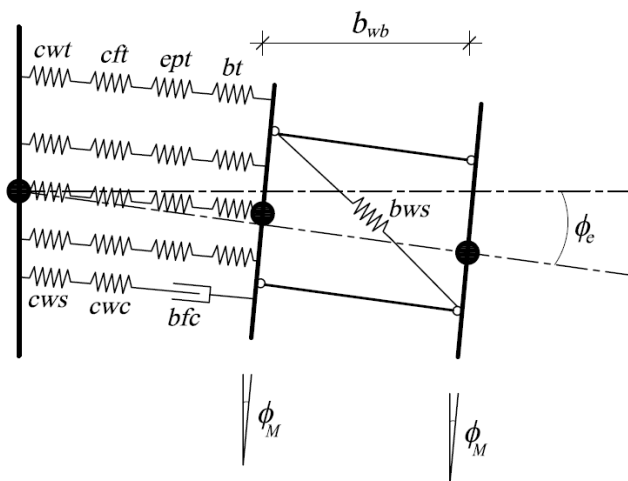
Dodatkowe przemieszczenie generowane w wyniku ścinania $u_{bws,\theta}$ nie wywołuje obrotu pomiędzy przekrojami na końcach ścinanego panelu środknika belki o szerokości b_{wb} , zwiększa natomiast ugięcie belki na jej końcu. Dlatego też obrót ϕ_e (Rys. 3.55) na końcu ścinanego panelu środknika belki może zostać wyrażony w następujący sposób:

$$\phi_e = \frac{M_{j,Ed,\theta}}{S_{j,ini,\theta}} + \frac{u_{s,wb,\theta}}{b_{wb}} \quad \text{dla} \quad M_{j,Ed,\theta} \leq \frac{2}{3} M_{j,Rd,\theta} \quad (3.183)$$

oraz:

$$\phi_e = \frac{M_{j,Ed,\theta}}{S'_{j,\theta}} + \frac{u_{s,wb,\theta}}{b_{wb}} \quad \text{dla} \quad \frac{2}{3} M_{j,Rd,\theta} < M_{j,Ed,\theta} \leq M_{j,Rd,\theta} \quad (3.184)$$

Oczywiście opisanego powyżej podejścia nie można stosować do wyznaczania sztywności obrotowej węzła w globalnej analizie konstrukcji prowadzonej przy użyciu oprogramowania komputerowego, gdyż spowoduje to nakładanie się stałego odkształcenia wywołanego ścinaniem panelu środknika rygła na ugięcie wywołane momentem zginającym w miejscu oparcia belki, a więc w rezultacie nie otrzyma się rzeczywistego obrotu węzła.

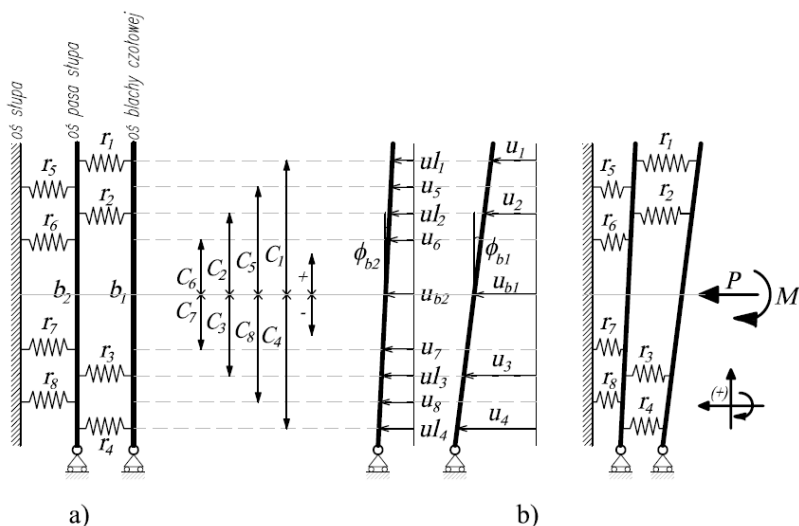


Rys. 3.55. Deformacje analizowanego modelu węzła z uwzględnieniem ścinanego panelu środknika belki (według Qian i in., 2009)

Qian z zespołem (Qian i in., 2009) porównał również wyniki uzyskane za pomocą proponowanego przez siebie modelu analitycznego z wynikami prowadzonych niezależnie badań doświadczalnych oraz z rezultatami wynikającymi z analiz numerycznych. Charakterystyki węzłów utworzone przez zastosowanie modelu analitycznego bez uwzględnienia wpływu ścinanego panelu środknika belki wykazały dużą zgodność z tymi uzyskanymi doświadczalnie dla węzłów, w których ograniczono swobodę odkształceń termicznych. Co ważne, w tej grupie badanych węzłów o nośności decydowała blacha czołowa przy zginaniu. Jednakże w odniesieniu do badań węzłów, w których nie ograniczono swobody odkształceń termicznych, model analityczny bez składnika ścinanego panelu środknika belki przewidywał znacznie większą sztywność obrotową węzła niż wynikało to z badań doświadczalnych. W tej grupie węzłów zastosowano belki o smuklejszych środknikach i grubszych blachach czołowych, a więc rozwój ugięcia zdominowany był przez odkształcenia środknika belki przy ścinaniu. Wyniki testów doświadczalnych porównano również z wynikami modelu analitycznego uwzględniającego odkształcenia środknika belki. Oczywiście, dla grupy węzłów z ograniczoną możliwością odkształceń termicznych model analityczny nieco przeszacowywał obroty. Dla nieskrępowanych węzłów proponowany model analityczny obejmujący składnik ścinanego panelu środknika belki dawał znacznie lepszą zgodność w zakresie sztywności obrotowej niż model, który pomijał obecność ścinanego panelu środknika belki.

3.5.3.4 Model proponowany przez *del Savio*

Bardzo ciekawym modelem służącym do wyznaczania charakterystyki moment-obrót węzłów, uwzględniającym interakcję momentu zginającego i siły podłużnej pochodzącej z rygla, jest model opracowany przez *del Savio* z zespołem (*del Savio i in.*, 2009). Schemat ideowy węzła wybranego do prezentacji tego modelu pokazany został na Rys. 3.56. Jak widać, opisywany model składa się z trzech sztywnych prętów reprezentujących odpowiednio: oś słupa (zamocowanie), linię środkową pasa słupa (pręt b_2) i linię środkową blachy czołowej (pręt b_1). Pręty te połączone są szeregiem horyzontalnie zorientowanych sprężyn, które modelują pracę poszczególnych składników węzła.



Rys. 3.56. Model mechaniczny węzła opracowany przez *del Savio* z zespołem (*del Savio i in., 2009*): a) zastępczy model węzła przed przyłożeniem obciążenia, b) zastępczy model węzła po przyłożeniu obciążenia

Sztywność i -tej sprężyny reprezentującej pojedynczy składnik węzła lub odnoszącej się do pojedynczego szeregu śrub oznaczona została przez r_i , podczas gdy u_i i ul_i są to bezwzględne przemieszczenia tejże sprężyny względem odpowiednio pierwszej i drugiej belki. Położenie poszczególnych sprężyn względem linii działania obciążenia określone zostało wymiarami C_i .

Zachowanie każdego składnika węzła opisane zostało zależnością siła-przemieszczenie, reprezentowaną przez trójzmienną relację, pokazaną na Rys. 3.57. Sztywność sprężysta k_{cp}^e oraz granica plastyczności stali f_{cp}^y specyfikowana dla każdego ze składników wyznaczona została w oparciu o zależności podane w normie EN 993-1-8. Sztywność umocnienia k_{cp}^p oraz zredukowaną sztywność umocnienia k_{cp}^u odniesioną do zniszczenia materiału rozpatrywanego składnika opisano zależnościami:

$$k_{cp}^p = \mu^p k_{cp}^e \quad (3.185)$$

oraz:

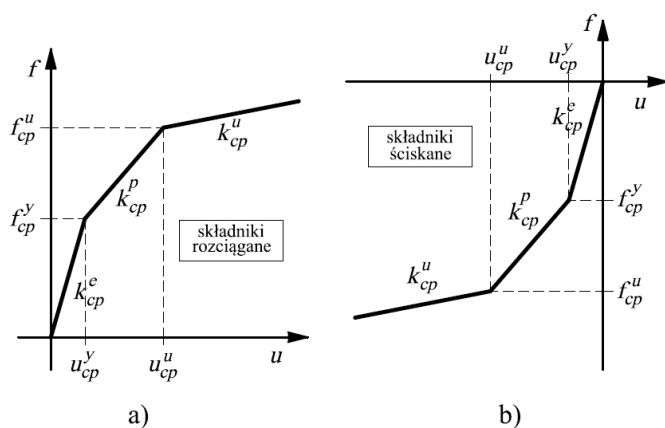
$$k_{cp}^u = \mu^u k_{cp}^e \quad (3.186)$$

gdzie:

μ^p , μ^u – współczynniki umocnienia (Tab. 3.11).

Wartości współczynników umocnienia (zestawione w Tab. 3.11) przyjęte zostały przez *del Savio* (*del Savio i in.*, 2009) w oparciu o klasyfikację składników węzłów stalowych wprowadzoną przez *da Silvę* (*da Silva i in.*, 2002) oraz na podstawie analizy wyników badań doświadczalnych przeprowadzonych przez *de Limę* (*de Lima*, 2003).

W modelu opracowanym przez *del Savio* z zespołem nośność poszczególnych składników węzła (f_{cp}^u) określana jest z zależności podanych w normie *EN 1993 1-8*, przy czym, w miejsce granicy plastyczności stali należy wstawić wytrzymałość na rozciąganie stali użytej do wykonania rozpatrywanego składnika węzła.



Rys. 3.57. Charakterystyki siła-przemieszczenie składników węzła (według *del Savio i in.*, 2009): a) składniki rozciągane, b) składniki ściskane.

Tab. 3.11. Wartości współczynników umocnienia dla poszczególnych składników węzła (według *del Savio i in.*, 2009).

Lp.	Składnik węzła	Współczynnik umocnienia μ^p	Współczynnik umocnienia μ^u
1	Środek słupa poddany ścinaniu	0,500	0,217
2	Środek słupa poddany ściskaniu	0,300	0,130
3	Środek słupa poddany rozciąganiu	0,300	0,130
4	Zginany pas słupa	0,200	0,08
5	Zginana blacha czołowa	0,100	0,043
7	Pas i środek rygla lub słupa poddane ściskaniu	∞	∞
8	Środek rygla poddany ścinaniu	∞	∞
10	Rozciągane śruby	0,600	0,261

Zgodnie z założeniami modelu, w przypadku gdy w połączeniu aktywny będzie składnik związany ze ścinaniem panelu środknika słupa, to jest wtedy gdy na węzeł oddziaływać będą niezerównoważone momenty zginające, a zarówno górny jak i dolny pas rygla będą ściskane, ścinany panel środknika słupa reprezentowany będzie przez dwie sprężyny (jedną zlokalizowaną na wysokości pasa górnego rygla, drugą zlokalizowaną na wysokości pasa dolnego rygla). Każdą z tych sprężyn charakteryzować będzie nośność i sztywność specyfikowana dla rozpatrywanego składnika słupa podzielona przez 2.

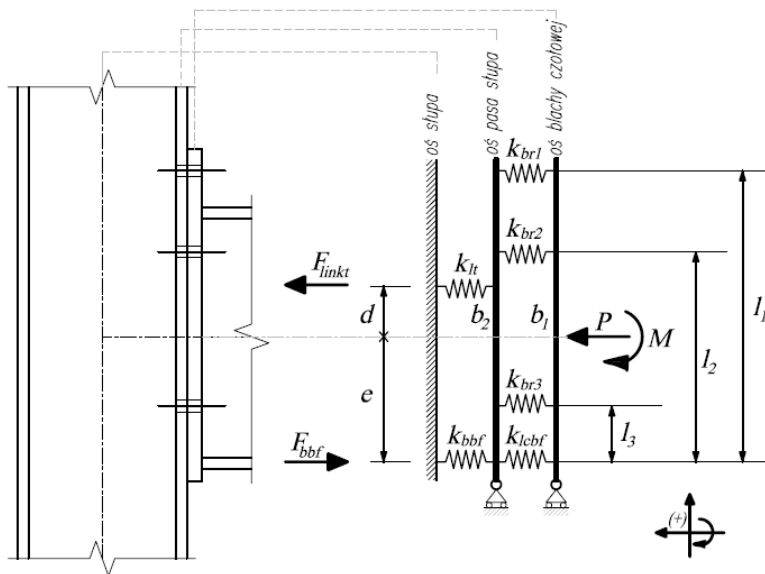
W swoim modelu *del Savio* z zespołem wprowadzili pojęcie efektywnej sztywności szeregu śrub r_i opisanej jako sztywność i -tej sprężyny odniesiona odpowiednio do śrub lub do pasów rygla. Określono ją zależnościami:

$$r_i = \left\{ r_i^e = \frac{1}{\sum_{j=1}^{nc} \frac{1}{k_{cp}^e}} \text{ lub } r_i^p = \frac{1}{\sum_{j=1}^{nc} \frac{1}{k_{cp}^p}} \text{ lub } r_i^u = \frac{1}{\sum_{j=1}^{nc} \frac{1}{k_{cp}^u}} \right\} \quad (3.187)$$

gdzie:

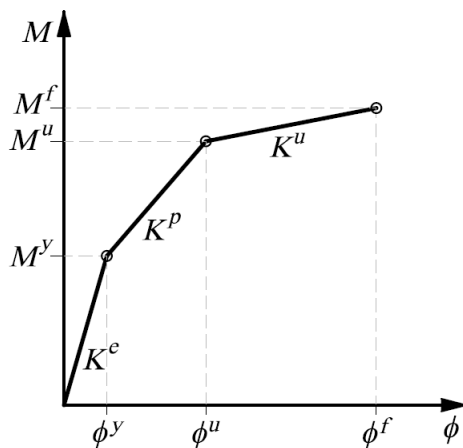
nc – liczba składników wpływających na sztywność odniesioną do pojedynczego szeregu śrub czyli równocześnie do i -tej sprężyny modelu zastępczego.

Wychodząc z zasady zachowania energii układu *del Savio* z zespołem opracował zależności pozwalające na wyznaczenie przemieszczeń i obrotów w węźle. Podano również wzory umożliwiające obliczenie granicznych wartości momentów zginających, dzięki którym można określić, które części węzła są ściskane, a które rozciągane, a także wzory na wartości momentów zginających, które powodują uplastycznienie poszczególnych składników węzła dla poszczególnych wartości siły osiowej. Opracowano także procedurę obliczeniową pozwalającą na wyznaczenie ramienia dźwigni d , które określa pozycję rozciąganego pręta (sprężyny reprezentującej strefę rozciąganą węzła), który łączy belkę b_2 z podporą (Rys. 3.58). Na Rys. 3.58 symbolami k_{br1} , k_{br2} , k_{br3} oznaczono sztywności sprężyn odniesionych odpowiednio do pierwszego, drugiego i trzeciego szeregu śrub. Poza tym symbol k_{lcbf} opisuje sprężystą sztywność dolnego pasa rygla, symbol k_{bbf} sztywność ściskanego łącznika (pomiędzy belką b_2 a podporą), a symbol k_{lt} sztywność rozciąganego łącznika, którego pozycję identyfikuje ramię dźwigni d . Szczegółowe zależności można znaleźć w pracy *del Savio i in., 2009*.



Rys. 3.58. Definicja ramienia dźwigni d w modelu zaproponowanym przez del Savio z zespołem (del Savio i in., 2009)

Zależności opisane w pracy del Savio i in., 2009 pozwalają wyznaczyć charakterystykę moment-obrót węzła uwzględniającą interakcję momentu zginającego i siły podłużnej. Ma ona postać przedstawioną na Rys. 3.59



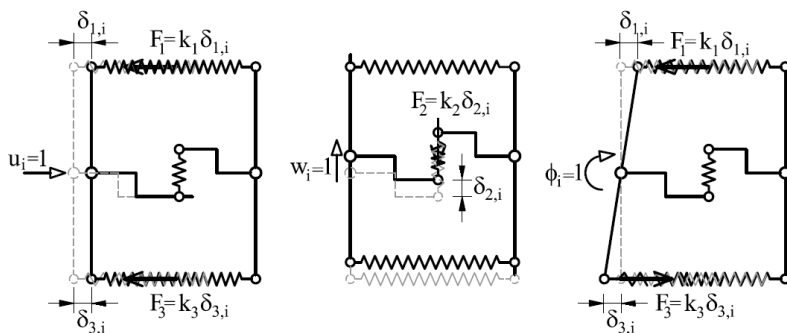
Rys. 3.59. Wynikowa charakterystyka moment-obrót stalowego węzła śrubowego uzyskana po zastosowaniu modelu proponowanego przez del Savio z zespołem (del Savio i in., 2009)

Dla każdej charakterystyki moment- obrót wyznaczonej zgodnie z algorytmem opisanym w pracy *del Savio i in., 2009* punkt o współrzędnych (ϕ^y, M^y) (patrz Rys. 3.59) definiuje początkową sztywność węzła odpowiadającą uplastycznieniu pierwszego składnika węzła, podczas gdy punkt o współrzędnych (ϕ^u, M^u) zrealizowany zostaje wtedy gdy w najsłabszym składniku węzła osiągnięta zostaje wytrzymałość stali na rozciąganie. Położenie punktu o współrzędnych (ϕ^f, M^f) zależy od zdolności węzła do obrotu. Na podstawie analizy wyników badań zarówno dla wyizolowanych elementów węzła jak i dla całych węzłów (*Nethercot i Zandonini, 1989*) w pracy *del Savio i in., 2009* przyjęto że graniczny obrót całego węzła wynosi 0,05 rad.

Model opracowany przez *del Savio* z zespołem służy jak dotąd jedynie do opisu zachowania węzłów stalowych bez uwzględniania wpływu temperatury pożarowej. W celu wykorzystania go do budowania krzywych moment-obrót specyfikowanych dla węzłów pracujących w warunkach pożaru należałoby przeanalizować wszystkie modele zniszczenia, które mogą zostać zrealizowane w wysokiej temperaturze. Wymaga to jednak dalszych badań.

3.5.4. Miarodajna macierz sztywności w modelowaniu podatności ogarniętego pożarem stalowego doczołowego węzła rygiel-słup

Wybór zastosowanego modelu mechanicznego opisującego odpowiedź węzła na różnego typu wymuszenia determinuje strukturę charakteryzującej ten węzeł macierzy sztywności K_c . Jak pokazano w rozdziale 3.3 niniejszej pracy macierz ta jest równoważna macierzy K_c^* budowanej w sposób iteracyjny. Szczegółowy algorytm specyfikacji poszczególnych wyrazów tej macierzy zostanie zaprezentowany w zastosowaniu do modelu będącego uproszczeniem układu sprężyn pokazanego na Rys. 3.49. W modelu tym zdefiniowano dwie sprężyny translacyjne, rozmieszczone horyzontalnie w układzie równoległym i wyrażające odpowiedź węzła na zginanie momentem M z ewentualnym współudziałem siły osiowej N oraz towarzyszącą tym sprężynom pojedynczą sprężynę pionową odzwierciedlającą reakcję węzła na działanie siły poprzecznej V (*Maślak i Snela, 2015a*). Schemat rozpatrywanego układu pokazano na Rys. 3.60.



Rys. 3.60. Reakcja rozpatrywanego elementu węzłowego na poszczególne wymuszenia o wartości jednostkowej

Niech podatność sprężyn poziomych w danej temperaturze opisują znane a priori parametry k_1 – w przypadku sprężyny górnej i k_3 – w odniesieniu do sprężyny dolnej. Parametrem charakteryzującym sprężynę pionową jest w tym modelu czynnik k_2 . Ramiona przyłożenia sił poziomych, skojarzone z odpowiednimi sprężynami, oznaczono odpowiednio przez h_1 i h_3 , analogicznie jak na Rys. 3.49. Zauważmy, że zarówno koniec elementu opisany symbolem i jak i drugi koniec oznaczony przez j znajdują się po tej samej (prawej) stronie osi słupa (węzeł jest jednostronny), stąd jednakowe zwroty przyłożonych do tych końców sił wewnętrznych. Rozpatruje się reakcję węzła na kolejne wymuszenia o wartości jednostkowej, to znaczy przy założeniu że odpowiednio $u_i = 1$, $w_i = 1$ i w końcu $\phi_i = 1$, tak jak to zostało pokazane na Rys. 3.60. W szczególności dla końca i otrzymano (siły F_i są reakcjami generowanymi w poszczególnych sprężynach):

- przy wymuszeniu $u_i = 1$ (Rys. 3.60a):

$$F_1 = k_1 u_i \text{ oraz } F_3 = k_3 u_i \text{ a zatem:} \quad (3.188)$$

$$N_i = F_1 + F_3 = (k_1 + k_3) u_i \text{ co daje } K_{1,1} = k_1 + k_3 \quad (3.189)$$

$$M_i = F_1 h_1 - F_3 h_3 = (k_1 h_1 - k_3 h_3) u_i \text{ co daje } K_{1,3} = k_1 h_1 - k_3 h_3 \quad (3.190)$$

- przy wymuszeniu $w_i = 1$ (Rys. 3.60b):

$$V_i = F_2 = k_2 w_i \text{ co daje } K_{2,2} = k_2 \quad (3.191)$$

- przy wymuszeniu $\phi_i = 1$ (Rys. 3.60c):

$$F_1 = k_1 h_1 \phi_i \text{ oraz } F_3 = k_3 h_3 \phi_i \text{ a zatem:} \quad (3.192)$$

$$N_i = F_1 + F_3 = (k_1 h_1 + k_3 h_3) \phi_i \text{ co daje } K_{3,1} = k_1 h_1 + k_3 h_3 \quad (3.193)$$

$$M_i = F_1 h_1 + F_3 h_3 = (k_1 h_1^2 + k_3 h_3^2) \phi_i \text{ co daje } K_{3,3} = k_1 h_1^2 + k_3 h_3^2 \quad (3.194)$$

Powtórzenie analogicznej procedury w odniesieniu do końca j daje następujące rezultaty:

$$K_{4,4} = k_1 + k_3 \quad (3.195)$$

$$K_{4,6} = k_1 h_1 - k_3 h_3 \quad (3.196)$$

$$K_{5,5} = k_2 \quad (3.197)$$

$$K_{6,4} = k_1 h_1 + k_3 h_3 \quad (3.198)$$

$$K_{6,6} = k_1 h_1^2 + k_3 h_3^2 \quad (3.199)$$

Pozostałe elementy macierzy wynikają z globalnych równań równowagi. W tym:

– z sumy rzutów na oś poziomą, co oznacza że $N_i = -N_j$:

$$K_{1,4} = -(k_1 + k_3) \text{ oraz } K_{1,6} = -(k_1 h_1 - k_3 h_3) \quad (3.200)$$

– z sumy rzutów na oś pionową, co oznacza że $V_i = -V_j$:

$$K_{2,5} = -k_2 \quad (3.201)$$

– z warunku równowagi momentów zginających, co oznacza że $M_i = -M_j$:

$$K_{4,3} = -(k_1 h_1 - k_3 h_3) \text{ oraz } K_{6,3} = -(k_1 h_1^2 + k_3 h_3^2) \quad (3.202)$$

W rezultacie otrzymano macierz blokową z blokami rozmieszczonymi antysymetrycznie:

$$\mathbf{K}_c^* = \left(\begin{array}{ccc|ccc} (k_1 + k_3) & 0 & (k_1 h_1 - k_3 h_3) & -(k_1 + k_3) & 0 & -(k_1 h_1 - k_3 h_3) \\ 0 & k_2 & 0 & 0 & -k_2 & 0 \\ (k_1 h_1 - k_3 h_3) & 0 & (k_1 h_1^2 + k_3 h_3^2) & -(k_1 h_1 - k_3 h_3) & 0 & -(k_1 h_1^2 + k_3 h_3^2) \\ \hline -(k_1 + k_3) & 0 & -(k_1 h_1 - k_3 h_3) & (k_1 + k_3) & 0 & (k_1 h_1 - k_3 h_3) \\ 0 & -k_2 & 0 & 0 & k_2 & 0 \\ -(k_1 h_1 - k_3 h_3) & 0 & -(k_1 h_1^2 + k_3 h_3^2) & (k_1 h_1 - k_3 h_3) & 0 & (k_1 h_1^2 + k_3 h_3^2) \end{array} \right) \quad (3.203)$$

Dotychczasowa analiza dotyczyła uproszczonego elementu węzłowego z dwiema sprężynami zorientowanymi poziomo, w tym jednej rozciąganej (górnej) i jednej ściskanej (dolnej), oraz z jedną sprężyną pionową odwzorowującą reakcję na działanie siły poprzecznej. W praktyce, w typowych węzłach doczołowych projektuje się więcej niż jeden rząd śrub w strefie rozciąganej, a to wiąże się z koniecznością specyfikacji dodatkowych sprężyn rozciąganych. Możliwe jest również, aby wskutek skrępowania swobody realizacji termicznie indukowanego wydłużenia elementów ramy zginaniu i ścinaniu węzła towarzyszyło jedynie ściskanie pochodzące od oddziaływania rygla. W takim przypadku element węzłowy powinien mieścić w sobie dwie poziome sprężyny ściskane, ułożone w osiach obu pasów belki. Uwzględnienie wszystkich potencjalnie możliwych sytuacji obliczeniowych wymaga rozbudowy wyspecyfikowanej wcześniej macierzy sztywności $\mathbf{K}_c^*$.

Jej ogólna postać została podana przez Blocka z zespołem w pracach Block i in., 2007 oraz Block i in., 2013. Jeżeli oznaczyć kolejno:

$$K_{1,1}^* = \sum_{i=1}^n k_{t,i}^* + \sum_{i=1}^2 k_{c,i}^* \quad (3.204)$$

$$K_{1,5}^* = K_{5,1}^* = \sum_{i=1}^n h_{t,i} k_{t,i}^* + \sum_{i=1}^2 h_{c,i} k_{c,i}^* \quad (3.205)$$

$$K_{3,3}^* = k_s^* \quad (3.206)$$

$$K_{5,5}^* = \sum_{i=1}^n h_{t,i}^2 k_{t,i}^* + \sum_{i=1}^2 h_{c,i}^2 k_{c,i}^* \quad (3.207)$$

przy czym dolne indeksy t dotyczą n sprężyn rozciąganych, c – dwóch sprężyn ściskanych i s – pojedynczej sprężyny ścinanej, zatem n – jest liczbą rzędów śrub zidentyfikowanych w rozciąganej strefie węzła, to zachodzi:

$$K_c^* = \left(\begin{array}{cccccc|cccccc} K_{1,1}^* & 0 & 0 & 0 & K_{1,5}^* & 0 & -K_{1,1}^* & 0 & 0 & 0 & -K_{1,5}^* & 0 \\ 0 & \infty & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -\infty & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & K_{3,3}^* & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -K_{3,3}^* & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \infty & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -\infty & 0 & 0 \\ K_{5,1}^* & 0 & 0 & 0 & K_{5,5}^* & 0 & -K_{5,1}^* & 0 & 0 & 0 & -K_{5,5}^* & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \infty & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -\infty \\ \hline -K_{1,1}^* & 0 & 0 & 0 & -K_{1,5}^* & 0 & K_{1,1}^* & 0 & 0 & 0 & K_{1,5}^* & 0 \\ 0 & -\infty & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \infty & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -K_{3,3}^* & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & K_{3,3}^* & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & -\infty & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \infty & 0 & 0 \\ -K_{5,1}^* & 0 & 0 & 0 & -K_{5,5}^* & 0 & K_{5,1}^* & 0 & 0 & 0 & K_{5,5}^* & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -\infty & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \infty \end{array} \right) \quad (3.208)$$

Efektywne rozwiązanie równania (3.121), które determinuje podatność elementu wybranego do opisu zachowania się rozpatrywanego węzła w warunkach jego ekspozycji na temperaturę pożarową, staje się możliwe dzięki szczegółowej specyfikacji wyrazów macierzy sztywności siecznej K_c^* . Jakkolwiek samo równanie daje różne wyniki w kolejnych krokach przyrostowych, przy postulowanej zbieżności uzyskiwanych oszacowań, to postać tej macierzy zależy jedynie od modelu odzwierciedlającego reakcję poszczególnych składników węzła na różnego typu wymuszenia (zginanie, ścinanie, ściskanie, rozciąganie). Należy podkreślić, że w ujęciu prezentowanym w niniejszych rozważaniach poszukiwaną podatność szacuje się przy założonej wartości temperatury węzła. Jest to zatem klasyczne zadanie izotermiczne. Zmiana tej temperatury wraz z rozwojem pożaru oznacza konieczność przeprowadzenia nowej analizy, odpowiadającej wygenerowanym na nowo wartościom sił wewnętrznych, a także zmienionym na skutek przyrostu tej temperatury cechom wytrzymałościowym stali. Z uwagi na silną i wieloźródłową nieliniowość przeprowadzanej analizy trzeba liczyć się z tym, że wynikowe oszacowanie podatności uzyskane przy założeniu konkretnych warunków panujących w węźle w danej, interesującej eksperta, chwili pożaru nie będzie jednoznacznie określone. Pomimo bowiem zadania niejako „na wyjściu” takiej samej miarodajnej temperatury węzła jego wyliczona podatność, kojarzona z tą temperaturą, może być różna jeśli tylko różne były drogi dojścia do osiągnięcia tej temperatury (czyli tak zwana historia obciążenia).

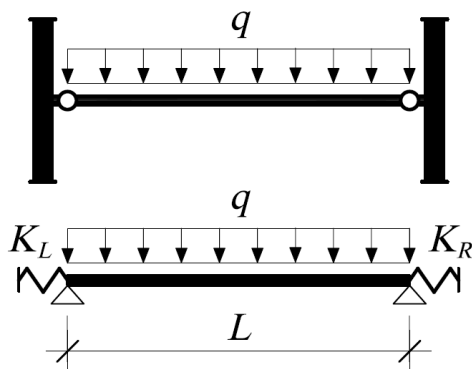
Podstawą wiarygodnej specyfikacji poszczególnych elementów konstruowanej macierzy jest wcześniejsza identyfikacja miarodajnego modelu obliczeniowego charakteryzowanego przez założony a priori układ sprężyn odzwierciedlających odpowiedź myślowo wyizolowanych elementów węzła na jego ekspozycję pożarową. Dobrze, jeśli przyjęty zestaw pozwoli

na uwzględnienie potencjalnej interakcji M-N i/lub M-V. Odnosząc się do warunków pożaru rozwiniętego trzeba podkreślić, że układ ten w swej zasadniczej strukturze nie ulega zmianie ze wzrostem temperatury modelowanych komponentów. Nie oznacza to jednak, że w takiej sytuacji stałe pozostają również wyrazy macierzy K_c^* . Zależą one bowiem wprost od parametrów k_i charakteryzujących poszczególne sprężyny, parametry te zaś są funkcjami cech mechanicznych stali, z której wykonano elementy węzła, w szczególności jej granicy plastyczności i modułu sprężystości podłużnej, a te podlegają znaczącej redukcji jeśli tylko opisywany przez nie materiał zostanie odpowiednio ogrzany.

4. Analiza statyczno-wytrzymałościowa wybranych przechyłowych ustrojów ramowych z uwzględnieniem zmieniającej się z rozwojem pożaru podatności węzłów

4.1. Redystrybucja siły podłużnej w stalowym ryglu o narastającej w pożarze zdolności do wydłużenia

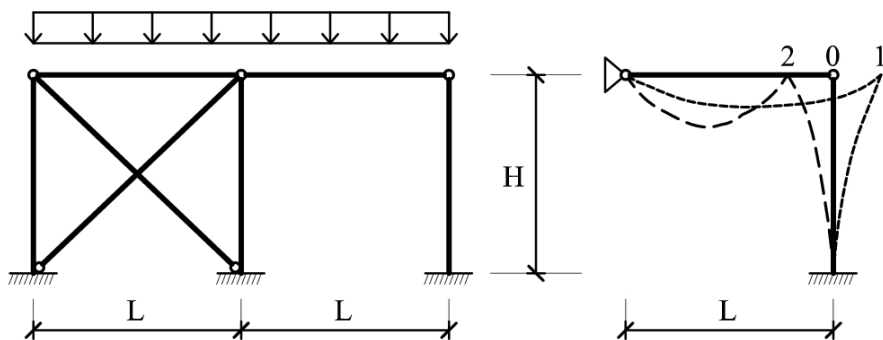
W niniejszym rozdziale dokonano oceny wpływu, jaki na zachowanie się w pożarze rozwiniętym stalowego rygla ramowego ustroju nośnego ma narastająca ze wzrostem temperatury podatność węzłów. Celem analizy jest opis redystrybucji termicznie indukowanej siły podłużnej, zatem do badania wybrano rygiel przegubowo połączony ze słupami (Rys. 4.1) (Maślak i Snela, 2013b).



Rys. 4.1. Schemat rygla analizowanego w przykładzie

Węzły nominalnie przegubowe zachowują pełną swobodę obrotu przez cały czas pożaru. W ten sposób nie zachodzi, skądinąd niezwykle interesujące przy analizie zachowania się ramy w pożarze, przekazywanie momentów zginających ze słupów na belkę. Charakteryzuje je jednak skończona podatność na przesuw poziomy, której miarą są odwrotności współczynników sztywności K_L i K_R , specyfikowanych odpowiednio dla lewej i prawej podpory. Analizowany rygiel, obciążony równomiernie rozłożonym obciążeniem q , w podstawowej sytuacji projektowej pracuje jako element zginany (interakcja ze ścinaniem jest zanedbywalna). W warunkach pożaru charakter jego pracy zmienia się diametralnie, jego nośność jest bowiem determinowana przez interakcję momentu zginającego i siły podłużnej. Wartość termicznie indukowanej siły podłużnej zależy od podatności węzłów. Jak opisano w rozdziale 2.2 niniejszej pracy wartość ta nie narasta jednak monotonicznie. Początkowo wydłużający się wskutek nagrzania rygiel rozpycha ograniczające go słupy generując podłużną siłę ściskającą (*push-out effect*). Równocześnie jednak ze wzrostem temperatury maleje sztywność giętą rygla, co przekłada się na coraz szybszy przyrost jego

ugięcia. Narastanie ugięć wiąże się ze ściąganiem podpór „do wewnątrz” ramy, a zarazem z generowaniem w ryglu osiowej siły rozciągającej (*pull-in effect*). Przy odpowiednio dużych ugięciach siła rozciągająca zaczyna przeważać nad siłą ściskającą i następuje postępujące redukowanie wartości wypadkowej siły osiowej (*pullback effect*). W jego efekcie wypadkowa siła osiowa najpierw całkowicie zanika, a następnie „na placu boju” pozostaje jedynie rozciąganie. Zwróćmy uwagę, że sztywność giętna jest już wtedy na tyle mała, że nie daje możliwości przeniesienia momentów zginających. Tak więc rozgrzany rygiel pracuje jak poprzecznie obciążone wiotkie cięgno (*catenary effect*) (Yin i Wang Y.C., 2005a; Yin i Wang Y.C., 2005b). Jeśli założyć, że rygiel przez cały czas pożaru był zabezpieczony przed zwichrzeniem, co przy malejącej wartości modułu sprężystości podłużnej jest adekwatne raczej przy niezbyt wysokiej temperaturze elementu, to o jego nośności w początkowej fazie ekspozycji ogniowej decyduje interakcyjny warunek zginania ze ściskaniem. Jeśli jednak nie ulegnie on w takich warunkach całkowitej destrukcji i nie ma nałożonego niezależnego ograniczenia na jego ugięcia lub innego typu deformacje, a także na tempo ich przyrostu, to warunkiem miarodajnym do oceny nośności staje się ograniczenie wynikające z granicznej nośności rygla na rozciąganie (warunek cięgna). Opisane powyżej etapy pracy rygla w pożarze przekładają się na zachowanie całej ramy. Ilustruje to Rys. 4.2 dla przypadku ramy stężonej, gdzie naroże 0 początkowo dąży do zajęcia pozycji 1, odpowiednio oddziałując na sąsiadujący słup, w końcu jednak lokuje się w pozycji 2, ściągając wskazany słup do wewnątrz budowli. Takie zachowanie słupów ram było zresztą obserwowane w realnych pożarach. Wystarczy przejrzeć typową inwentaryzację deformacji elementów konstrukcyjnych zanotowanych na klasycznym pogorzelisku.



Rys. 4.2. Etapy deformacji rygla i słupa ramy stężonej w pożarze rozwiniętym (opis w tekście), z lewej – schemat ramy, z prawej – praca myślowo wyizolowanego podukładu (według Dondera i Giuliani, 2013)

4.1.1. Szacowanie wartości siły osiowej w ryglu

W ocenie odporności ogniowej rozpatrywanego rygla ramy pierwszorzędne znaczenie ma precyzyjne oszacowanie wartości generowanej w nim siły osiowej. Zagadnieniu temu poświęcone zostały prace *Maślak, 2008a*, *Maślak, 2008b* oraz *Maślak, 2009*. Podano w nich różne sposoby wyliczania poszukiwanej siły w kontekście analizy jej zależności od założonej podatności węzłów na przesuw poziomy. Zakładano jednak stałą wartość wskazanej podatności, co sugerowało że ekspozycji ogniowej poddany został jedynie analizowany rygiel, ograniczające go słupy natomiast znajdowały się poza zasięgiem pożaru. Jest oczywistym, że równoczesne ogrzanie słupów, stanowiących ograniczenie dla swobodnej realizacji termicznie indukowanego wydłużenia rygla, znacząco obniży ich sztywność giętną. Zwiększy to zdolność rygla do efektywnego wydłużenia, a zatem generowana w nim siła osiowa będzie wyraźnie mniejsza. Uwzględnienie tego efektu, przy szacowaniu odporności ogniowej belki, da w efekcie jej wartość zdecydowanie większą, czyli także odpowiednio dłuższy czas, przez który, w przypadku wystąpienia pożaru rozwiniętego, będzie ona zapewniała bezpieczne przenoszenie przyłożonych do niej obciążeń zewnętrznych. Do szczegółowej analizy wybrano dwa podejścia pozwalające na wyznaczenie wartości siły osiowej w rozpatrywanym ryglu przy założonej podatności podpór.

4.1.1.1 Podejście uproszczone

Klasyczne podejście do wyznaczenia wartości siły $N_{c,\theta}$ przy zadanej temperaturze θ wykorzystuje równanie równowagi:

$$\delta_\theta + \delta_m - \delta = 0 \quad (4.1)$$

Całkowite odkształcenie rygla δ jest w tym ujęciu sumą swobodnego odkształcenia termicznego δ_θ , to jest wydłużenia ogrzanego pręta w przypadku gdyby mógł się rozszerzać bez przeszkód, i odkształcenia mechanicznego δ_m , które jest miarą oddziaływania podpór krępującego to wydłużenie, przy czym:

$$\delta_\theta = \alpha_\theta (\theta - 20) L \quad \text{oraz} \quad \delta_m = \frac{N_{c,\theta} L}{E_\theta A} \quad (4.2)$$

gdzie:

E_θ – moduł Younga stali specyfikowany w temperaturze θ ,

L – rozpiętość rygla,

A – powierzchnia przekroju poprzecznego rygla,

α_θ – współczynnik rozszerzalności liniowej stali w temperaturze θ .

W niniejszych rozważaniach założono redukcję modułu sprężystości podłużnej stali zgodnie z wytycznymi podanymi w normie *PN-EN 1993-1-2*. Przyjęto także wartość 20°C jako założoną temperaturę montażu.

Z drugiej strony analizowane odkształcenie zależy od podatności $1/K$ podpór na przesuw poziomy, gdzie:

$$1/K = (1/K_L + 1/K_R) \quad (4.3)$$

a zatem:

$$\delta = \frac{N_{c,\theta}}{K} \quad (4.4)$$

Ostatecznie otrzymuje się:

$$N_{c,\theta} = -\frac{\alpha_\theta(\theta - 20)E_\theta A}{1 + \frac{E_\theta A}{KL}} \quad (4.5)$$

Zaprezentowana metodyka obliczeń daje wprawdzie bezpieczne, ale mało precyzyjne oszacowania siły podłużnej. Uzyskane wyniki są wyraźnie zawyżone w przypadku wysokiej temperatury elementu. Nie uwzględnia się bowiem faktu narastania ze wzrostem temperatury θ ugięcia belki, co jest wynikiem postępującej redukcji jej sztywności giętnej.

4.1.1.2 Oszacowanie uwzględniające deformacje belki w pożarze

Podejście analizowane w niniejszym podrozdziale stanowi rozwinięcie propozycji podanych przez *Yina i Y.C. Wanga* (*Yin i Wang Y.C., 2005a*). Rozważmy najpierw przypadek zerowej podatności podpór ($1/K = 0$). Niech w każdej chwili pożaru t_{fi} znana jest funkcja $z = z(x)$ opisująca kształt odkształconej osi ryglu. Wydłużenie elementu, które wynika z jego ugięcia, wyraża wtedy formuła:

$$\Delta L = \int_0^L \sqrt{1 + \left(\frac{dz(x)}{dx}\right)^2} dx - L \quad (4.6)$$

Składa się na nie wydłużenie termiczne δ_θ i odkształcenie mechaniczne δ_m , które jest miarą oddziaływania podpór, przy czym:

$$\delta_\theta = \Delta L_\theta = \alpha_\theta(\theta - 20)L \text{ i } \delta_m = \Delta L_m = \delta - \delta_\theta = \Delta L - \Delta L_\theta \quad (4.7)$$

Ponadto, przy akceptacji uproszczonego wyrażenia na krzywiznę, zachodzi:

$$N_{c,\theta} = E_{\theta} A \frac{\delta_m}{L} \text{ i } M_{LR,\theta} = M(x) \Big|_{x=L/2} = -E_{\theta} I_y \frac{d^2 z(x)}{dx^2} \Big|_{x=L/2} \quad (4.8)$$

Precyzyjne określenie funkcji $z = z(x)$ jest pracochłonne i w zasadzie wymaga obliczeń komputerowych, gdyż ugięcia muszą być analizowane również w zakresie pozasprężystym. Znacznie łatwiejsze jest znalezienie wartości maksymalnej $z_{\max} = \max z(x)$. Wystarczy wykorzystać zwykły warunek równowagi, który w przypadku analizowanego rygła ma postać:

$$M_{LR,\theta} = M_0 - N_{\theta} z_{\max} \text{ przy czym } M_0 = qL^2/8 \quad (4.9)$$

W dalszych rozważaniach akceptuje się przybliżenie, że postać funkcji $z = z(x)$ nie zmienia się gdy naprężenia przechodzą w zakres sprężysto-plastyczny. Odpowiednie rozwiązania dla zakresu sprężystego są ogólnie znane. W przypadku gdy obie podpory są przegubowe i obciążenie q jest równomiernie rozłożone na całej długości belki zachodzi:

$$z(x) = \frac{16z_{\max}}{5L} \left(\frac{x^4}{L^3} - \frac{2x^3}{L^2} + x \right) \text{ a stąd } \frac{d^2 z(x)}{dx^2} \Big|_{x=L/2} = -\frac{9,6z_{\max}}{L^2} \quad (4.10)$$

Ponadto, po scałkowaniu (4.6):

$$\delta = \Delta L = \frac{2176z_{\max}^2}{875L} \quad (4.11)$$

co na bazie (4.8) i (4.9) daje układ równań:

$$N_{\theta} = k_{E,\theta} EA \left[\frac{2176z_{\max}^2}{875L^2} - \alpha_{\theta}(\theta - 20) \right] \quad (4.12)$$

$$k_{E,\theta} EI_y \frac{9,6z_{\max}}{L^2} = \frac{qL^2}{8} - k_{E,\theta} EA \left[\frac{2176z_{\max}^2}{875L^2} - \alpha_{\theta}(\theta - 20) \right] z_{\max} \rightarrow z_{\max} \quad (4.13)$$

Podatność na przesuw, z uwzględnieniem podatności samego rygła, wyraża parametr (Maślak, 2009):

$$\frac{1}{K^*} = \frac{L}{k_{E,\theta} EA} + \frac{1}{K} \quad (4.14)$$

Ostatecznie otrzymuje się układ równań:

$$N_{\theta} = K^* L \left[\frac{2176 z_{\max}^2}{875 L^2} - \alpha_{\theta} (\theta - 20) \right] \quad (4.15)$$

$$k_{E,\theta} EI_y \frac{9,6 z_{\max}}{L^2} = \frac{q L^2}{8} - K^* L \left[\frac{2176 z_{\max}^2}{875 L^2} - \alpha_{\theta} (\theta - 20) \right] z_{\max} \rightarrow z_{\max} \quad (4.16)$$

Równanie (4.16) można rozwiązywać w sposób bezpośredni (bez formalnego rozwikłania względem $z_{\max}$) z wykorzystaniem komputera, na przykład w środowisku programu *Mathcad*.

4.1.2. Przykład numeryczny

4.1.2.1 Parametry rozpatrywanej ramy

W przykładzie rozpatrywanym w niniejszej pracy (*Maślak i Snela, 2013b*) przyjęto, że rozpiętość rygla wynosi $L = 6\text{ m}$. Zakłada się ponadto, że rygiel jest zabezpieczony przed zwichrzeniem (także przez cały czas trwania pożaru), ma stały przekrój IPE 360 i został wykonany ze stali S235. Zatem nośność rygla określona dla podstawowej sytuacji projektowej (bez wpływu pożaru) wynosi:

$$M_{c,Rd} = \frac{W_{pl,y} f_y}{\gamma_{M0}} = \frac{1019,15 \cdot 10^{-6} \cdot 235 \cdot 10^3}{1,0} = 239,5 \text{ kNm} \quad (4.17)$$

Nośność ta pozostanie taka sama, jeśli określać ją przy założeniu wyjątkowej sytuacji pożaru i równomiernym ogrzaniu rygla (zarówno na jego długości jak i w każdym przekroju poprzecznym), ale tylko w chwili jego zainicjowania, czyli dla $t_{fi} = 0$ (zachodzi bowiem równość częściowych współczynników bezpieczeństwa $\gamma_{M,fi} = \gamma_{M0} = 1,0$). Wraz ze wzrostem temperatury rygla jego nośność będzie bowiem ulegać postępującej redukcji, proporcjonalnej do stopnia zmniejszenia się granicy plastyczności stali, z której został wykonany, tak że:

$$M_{c,Rd,\theta} = k_{y,\theta} M_{c,Rd} \quad (4.18)$$

przy czym wartości współczynnika redukcyjnego $k_{y,\theta}$, odpowiadające założonej temperaturze elementu, zestawiono w normie *PN-EN 1993-1-2*.

W celach porównawczych przeanalizowano dwa rodzaje słupów ograniczających badany rygiel. W myślowo wyizolowanym podzespole ramy zawierającym pojedynczą kondygnację, z nieprzesuwnymi przegubowymi podporami (zakłada się, że rama jest stężona), w obu przypadkach mają one taką

samą wysokość $H = 4\text{m}$ (to znaczy po 2m powyżej i poniżej rygla) i wykonano je z tej samej stali S235. W pierwszym przypadku zakłada się, że są one bardziej podatne, do ich wykonania wykorzystano bowiem dwuteownik HEB 260, w drugim natomiast ich sztywność jest znacząco większa gdyż zastosowano dwuteownik HEB 300.

Badany rygiel obciążony jest obciążeniem stałym o wartości charakterystycznej $g_k = 2,5\text{KN/m}^2$ oraz pojedynczym obciążeniem zmiennym, dla którego $q_k = 3,0\text{KN/m}^2$ (kategoria B). Obydwa obciążenia są równomiernie rozłożone, co daje odpowiednio $G_k = 2,5 \cdot 6,0 = 15\text{kN/m}$ oraz $Q_k = 3,0 \cdot 6,0 = 18\text{kN/m}$.

Zauważmy, że w podstawowej sytuacji projektowej rygiel zapewnia bezpieczne przenoszenie obciążeń, gdyż:

$$M_{\max} = \frac{(\gamma_G G_k + \gamma_Q Q_k) L^2}{8} = \frac{(1,35 \cdot 15 + 1,5 \cdot 18) \cdot 6^2}{8} = 212,6\text{kNm} < M_{c,Rd} \quad (4.19)$$

Do wyznaczenia miarodajnej wartości efektu obciążenia specyfikowanej dla wyjątkowej sytuacji pożaru stosuje się odmienne zasady kombinacji oddziaływań cząstkowych, typowe w sytuacjach zdarzeń wyjątkowych. Zachodzi wtedy:

$$M_{\max,\theta} = \frac{(G_k + \psi_1 Q_k) L^2}{8} = \frac{(15 + 0,5 \cdot 18) \cdot 6^2}{8} = 108,0\text{kNm} \quad (4.20)$$

dając przy tym już w chwili zaistnienia pożaru dodatkowy zapas bezpieczeństwa. Zapas ten na skutek równoczesnej redukcji nośności ulega jednak w pożarze szybkiemu wyczerpaniu. Należy podkreślić, że chociaż wraz rozwojem pożaru tak oszacowana wartość momentu zginającego nie będzie się zmieniać (zaniedbuje się efekt zmniejszania się realnego obciążenia, zarówno stałego jak i zmiennego, wskutek wypalania się zgromadzonych w strefie pożarowej materiałów palnych oraz prawdopodobnej ewakuacji użytkowników budynku), to jednak coraz większego znaczenia w globalnym bilansie oddziaływań zacznie nabierać termicznie generowana siła osiowa, w ostatecznym efekcie właściwie decydująca o efektywnej odporności ogniowej badanego rygla.

4.1.2.2 Sztywność giętna słupów ograniczających rygiel i jej zmiany w warunkach pożaru

Wartość siły osiowej w ryglu jest uzależniona od stopnia skrępowania jego podpór, ograniczającego możliwość swobodnego wydłużania się badanego elementu. Zgodnie z zasadami statyki, przy zezwoleniu na możliwy w pożarze przesuw pionowy górnych podpór modelowanych słupów, zachodzi (Rys. 4.1):

$$K_{L,\theta} = K_{R,\theta} = \frac{48k_{E,\theta}EJ_c}{H^3} = k_{E,\theta}K_L = k_{E,\theta}K_R \quad (4.21)$$

gdzie:

E – moduł Younga zastosowanej stali specyfikowany w temperaturze 20°C,
 $k_{E,\theta}$ – współczynnik redukujący moduł Younga zastosowanej stali, zestawiony w przepisach normy PN-EN 1993-1-2,
 J_c – moment bezwładności przekroju słupa liczony względem tak zwanej silnej osi dwuteownika,
 H – wysokość kondygnacji.

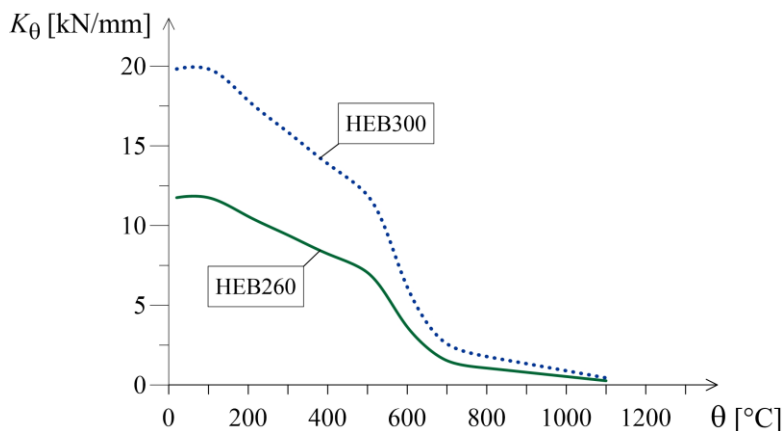
Zależność (4.21) daje natychmiast:

$$\frac{1}{K_\theta} = \frac{1}{K_{L,\theta}} + \frac{1}{K_{R,\theta}} = \frac{h^3}{24k_{E,\theta}EJ} = \frac{1}{k_{E,\theta}K} \quad (4.22)$$

Relację tę, odniesioną do miarodajnej sztywności K_θ , dla przyjętych w przykładzie danych, zilustrowano na Rys. 4.3.

W efekcie, po uogólnieniu relacji (4.14), mamy:

$$\frac{1}{K_\theta^*} = \frac{L}{k_{E,\theta}EA} + \frac{1}{K_\theta} = \frac{1}{k_{E,\theta}} \left(\frac{L}{EA} + \frac{h^3}{24EJ} \right) \quad (4.23)$$

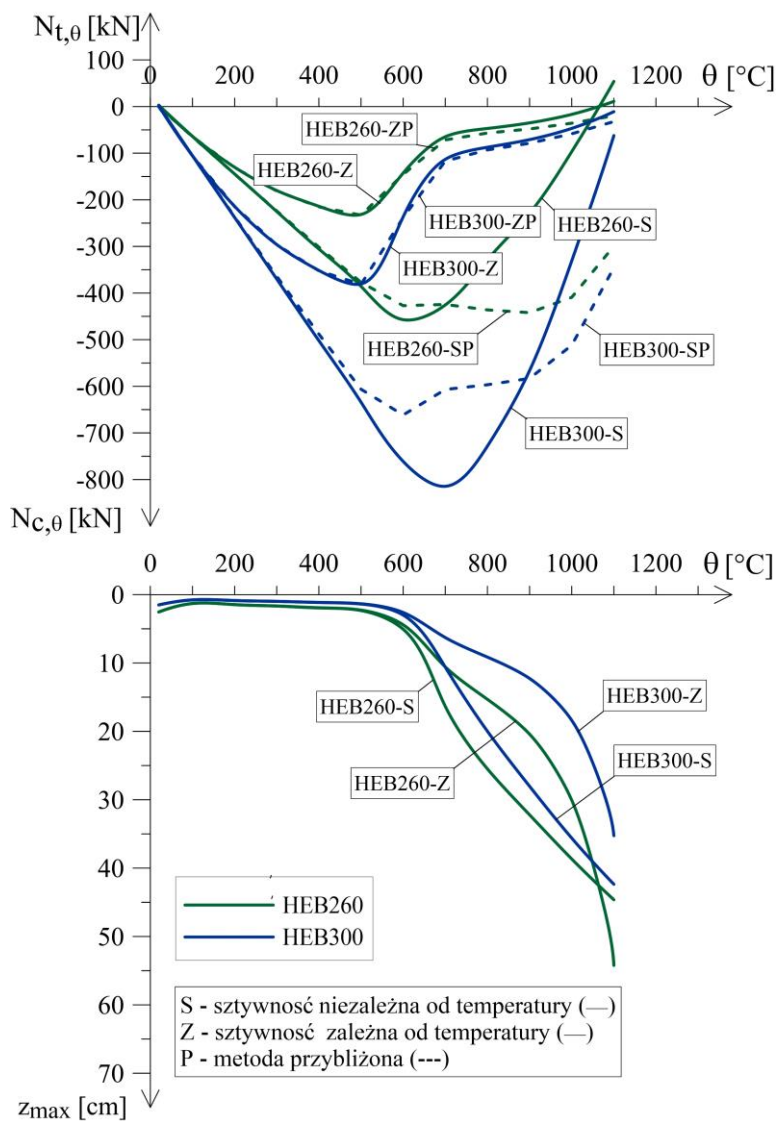


Rys. 4.3. Redukcja miarodajnej sztywności K_θ w temperaturze pożarowej

4.1.3. Oszacowanie termicznie generowanej siły podłużnej

Monitorowanie narastającej wraz z rozwojem pożaru zdolności rygła do efektywnego wydłużenia pozwala na wyznaczenie wartości termicznie generowanej siły osiowej decydującej o odporności ogniowej badanego elementu. Można tego dokonać w sposób uproszczony, przy wykorzystaniu zależności (4.5) lub nieco bardziej dokładnie, przez zastosowanie relacji (4.15) i (4.16). Wyniki uzyskane w rozpatrywanym przykładzie zaprezentowano na Rys. 4.4.

Łatwo zauważyć, że gwałtownemu przyspieszeniu tempa narastania ugięcia rygła, odpowiadającemu sprężysto-plastycznemu zakresowi pracy rozpatrywanego elementu, towarzyszy jakościowa zmiana charakteru generowanej siły osiowej. Siła ściskająca początkowo spowalnia swój przyrost a następnie zaczyna maleć, by w końcu ustąpić pola sile rozciągającej. Klasyczne rozciąganie ma jednak miejsce przy tak wysokiej temperaturze elementu, że w zasadzie trudno mówić o jakiegokolwiek nośności. Niemniej jednak sposób redystrybucji siły podłużnej determinuje charakter deformacji całkowicie zdegradowanych układów ramowych.



Rys. 4.4. Wpływ temperatury rygła rozpatrywanego w przykładzie: na generowaną w rygłu siłę osiową (rysunek górny), na ugięcie rygła (rysunek dolny)

4.1.4. Wnioski z analizowanego przykładu

Analiza wyników pokazanych na Rys. 4.4 pozwala wnioskować, że brak tego typu rozważań i porzucenie na założeniu stałej podatności, ustalonej dla warunków podstawowej sytuacji projektowej, prowadzi do całkowicie niewiarygodnych oszacowań odporności ogniowej ramowej konstrukcji nośnej. Przypomnijmy, że w tradycyjnym podejściu obliczeniowym, bazującym na myślowym wyizolowaniu z ustroju pojedynczych elementów konstrukcyjnych, kwestia podatności nie jest jak dotąd w ogóle zauważana. Przyjmując, że odporność ogniową badanego rygla wyznaczy się na podstawie interakcyjnego warunku granicznego łączącego zginanie ze ściskaniem (warunek wyspecyfikowany dla rozciągania będzie miarodajny dopiero w bardzo wysokiej temperaturze stali, gdy deformacje ramy powinny być na tyle duże, że znacznie wcześniej wykluczą potencjalną możliwość jej użytkowania) można stwierdzić, że wartość siły osiowej ma decydujące znaczenie dla zachowania się w pożarze całego ustroju nośnego (jej wpływ na odporność ogniową sąsiednich słupów jest również zasadniczy). Jeśli pominąć w obliczeniach postępującą redukcję sztywności, to siła osiowa oszacowana w ten sposób (oznaczenie „S” na Rys. 4.4), przy słupach wykonanych z kształtownika HEB 300, osiąga wartości dochodzące nawet do 800kN. Tymczasem uwzględnienie tego faktu (oznaczenie „Z” na Rys. 4.4) prowadzi do znacznie łagodniejszego oszacowania, na poziomie nieprzekraczającym 400 kN. Podobnie dużą różnicę obserwuje się w przypadku słupów wykonanych z kształtownika HEB 260. Metoda przybliżona (linie przerywane i oznaczenie „P” na Rys. 4.4) wiąże się z wykorzystaniem w obliczeniach uproszczonej formuły (4.5). Różnice w otrzymanych w ten sposób oszacowaniach w stosunku do wyników uzyskanych po zastosowaniu dokładniejszej zależności (4.15) są istotne, zwłaszcza jeśli odnosić je do relatywnie wysokiej temperatury stali, gdy deformacje badanego elementu są już na tyle duże, że zaczynają decydować o jego nośności. Zwróćmy jednak uwagę na fakt, że stają się one w zasadzie zaniedbywalne, jeśli tylko zostanie uwzględniona faktyczna podatność więzów i jej zmienność w warunkach pożaru. Warto również odnotować fakt znacznie wolniejszego tempa narastania ugięć rygla przy bardziej precyzyjnym modelowaniu podatności. Jest to zrozumiałe, gdyż w takim przypadku ograniczenia potencjalnych deformacji ulegają postępującemu osłabieniu.

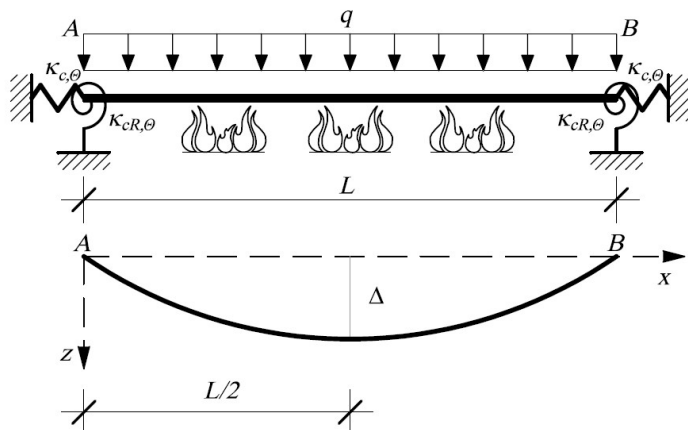
Opisany w niniejszych rozważaniach tak zwany efekt ciągną, związany z jakościową zmianą sposobu przenoszenia przez konstrukcję przyłożonych do niej obciążeń, daje jej dodatkową rezerwę nośności. Uaktywniona zostaje bowiem alternatywna ścieżka równowagi, stymulowana poprzez narastającą dominację generowanej w ryglu osiowej siły rozciągającej. Należy jednak wyraźnie zaznaczyć, że rezerwa tego typu stanie się realna tylko wtedy, gdy rama posiada od samego początku, albo uzyska i zachowa w pożarze, wystarczającą zdolność do bezpiecznej realizacji znacznych odkształceń plastycznych. Powinna

być zatem kształtowana w taki sposób, aby już w procesie projektowania, przy zagwarantowaniu odpowiedniej nośności, zapewnić równocześnie niezbędną odkształcalność węzłów. Pozwoli to na zminimalizowanie zagrożenia wystąpienia zniszczenia ustroju nośnego zachodzącego w sposób nagły. Z dużym prawdopodobieństwem w takim przypadku nie wytworzy się również łańcuch kinematyczny związany z katastrofą typu postępującego.

4.2. Sprężysto-plastyczna redystrybucja sił wewnętrznych w ogarniętej przez pożar stalowej belce dwuteowej z podatnymi węzłami

4.2.1. Charakterystyka analizowanej belki

Do szczegółowej analizy wybrano równomiernie obciążoną obciążeniem $q(x) = \text{const}$ belkę o rozpiętości L , wykonaną z dwuteownika stalowego i pokazaną na Rys. 4.5 (Maślak i Snela, 2016). Jak widać, na obu podporach, oznaczonych odpowiednio symbolami A i B , zastosowano węzły podatne o pełnej nośności, przy czym sztywność tych węzłów zależy od temperatury θ . Sztywność na wydłużenie wynosi $\kappa_{C,\theta,A} = \kappa_{C,\theta,B} = \kappa_{C,\theta}$ natomiast sztywność na obrót $\kappa_{CR,\theta,A} = \kappa_{CR,\theta,B} = \kappa_{CR,\theta}$ (dolny indeks C oznacza tu połączenie – *connection*, indeks R zaś odnosi się do obrotu – *rotation*). W dalszych rozważaniach zakłada się sprężysto-idealnie plastyczny model opisujący zachowanie się w pożarze stali konstrukcyjnej, w którym miarą stopnia redukcji granicy plastyczności stali w temperaturze pożarowej oraz miarą stopnia redukcji przypisanego do tej stali modułu sprężystości podłużnej są współczynniki redukcyjne odpowiednio $k_{y,\theta}$ i $k_{E,\theta}$ zestawione w normie PN-EN 1993-1-2. Przyjmuje się również, że dwuteownik z którego wykonano belkę przez cały czas pożaru spełnia wymogi kwalifikujące go do klasy 1, tak że na długości belki możliwa jest plastyczna redystrybucja momentów zginających. Kolejne założenie dotyczy istnienia skutecznego zabezpieczenia nagrzewanej w pożarze belki zarówno przed jej zwichrzeniem jak i przed jakąkolwiek formą lokalnej utraty stateczności.



Rys. 4.5. Schemat analizowanej w pracy równomiernie ogrzanej w pożarze belki stalowej

Niech ugięcie belki w środku rozpiętości wynosi μ (Rys. 4.5). Wtedy równanie linii ugięcia opisuje formuła:

$$z(x) = 4\mu \frac{x}{L} \left(1 - \frac{x}{L}\right) \quad (4.24)$$

co oznacza, że wydłużenie ugiętej belki w stosunku do pierwotnej rozpiętości węzłów można obliczyć z zależności:

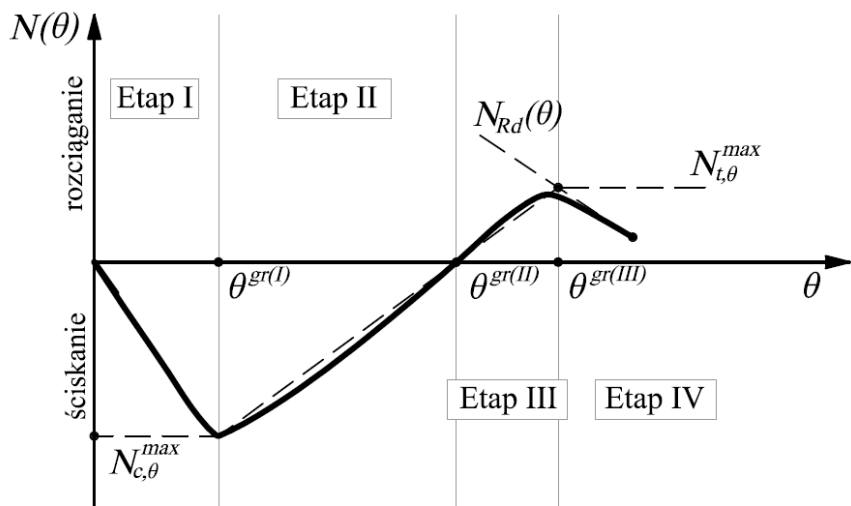
$$\delta = \int_0^L \sqrt{1 + \left(\frac{dz}{dx}\right)^2} dx - L = \frac{8\mu^2}{3L} \quad (4.25)$$

Z równania równowagi zestawionego dla środka rozpiętości belki wynika, że:

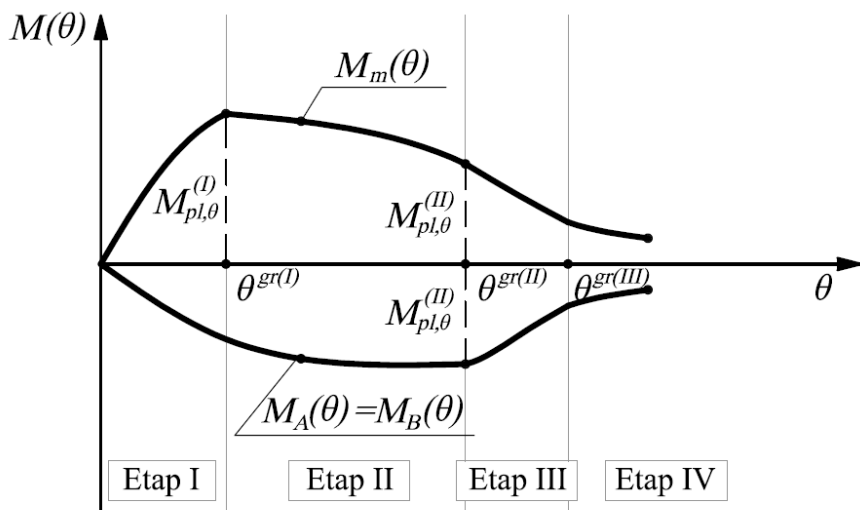
$$-N_{\theta}\mu - M_{A,\theta} + \frac{qL^2}{8} = M_{m,\theta} \quad (4.26)$$

Moment $M_{A,\theta}$ jest tu momentem zginającym zidentyfikowanym na podporze A natomiast moment $M_{m,\theta}$ analogicznym momentem określonym w środku rozpiętości belki, symbol N_{θ} opisuje zależną od temperatury θ siłę osiową indukowaną w belce, taką że rozciąganiu przypisano wartości dodatnie.

Specyficzne dla sytuacji pożaru etapy redystrybucji siły podłużnej N_{θ} oraz przebieg redystrybucji momentów zginających $M_{A,\theta}$ i $M_{m,\theta}$, typowy dla sytuacji gdy pierwszy przegub plastyczny uaktywnia się w środku rozpiętości przeszła pokazano na Rys. 4.6 i Rys. 4.7 oraz opisano w kolejnych rozdziałach pracy.



Rys. 4.6. Specyficzne dla sytuacji pożaru etapy redystrybucji siły podłużnej N_θ (opis w kolejnych rozdziałach pracy)



Rys. 4.7. Przebieg redystrybucji momentów zginających $M_{A,\theta}$ i $M_{m,\theta}$, typowy dla sytuacji gdy pierwszy przegub plastyczny uaktywnia się w środku rozpiętości przęsła co determinuje wartość $N_{c,\theta}^{max}$ (opis w kolejnych rozdziałach pracy)

4.2.2. Pierwsza faza pożaru – do powstania pierwszego przegubu plastycznego

W tej fazie pożaru wydłużająca się wskutek ogrzania belka rozpycha podpory, co generuje powstanie osiowej siły ściskającej $N_{c,\theta}$ o wartości narastającej ze wzrostem temperatury θ . Jeżeli sztywność belki na wydłużenie opisać zależnym od temperatury parametrem $\kappa_{B,\theta}$, takim że:

$$\kappa_{B,\theta} = \frac{k_{E,\theta}EA}{L} \quad (4.27)$$

to wartość poszukiwanej siły wyznaczy się z formuły:

$$N_{c,\theta} = \frac{\alpha_\theta \theta L}{\frac{2}{\kappa_{C,\theta}} + \frac{1}{\kappa_{B,\theta}}} = \frac{\kappa_{C,\theta} \kappa_{B,\theta}}{\kappa_{C,\theta} + 2\kappa_{B,\theta}} \alpha_\theta \theta L \quad (4.28)$$

w której:

L – rozpiętość analizowanego rygla,

α_θ – zależny od temperatury współczynnik rozszerzalności termicznej stali.

Skrócenie belki wywołane oddziaływaniem węzłów wyniesie zatem:

$$\delta_{C\theta} = \frac{N_{c,\theta}}{\kappa_{C,\theta}} \quad (4.29)$$

Momenty zginające, zarówno ten generowany na podporze A jak i ten ujawniający się w środku rozpiętości belki, zależą od sztywności obrotowej więzów ale także od zdolności do obrotu samej belki. Ten drugi czynnik opisuje zależny od temperatury parametr $\kappa_{BR,\theta}$, taki że:

$$\kappa_{BR,\theta} = \frac{k_{E,\theta}EJ}{L} \quad (4.30)$$

w którym:

E – moduł Younga zastosowanej stali specyfikowany w temperaturze 20°C,

$k_{E,\theta}$ – współczynnik redukujący moduł Younga zastosowanej stali, zestawiony

w przepisach normy PN-EN 1993-1-2,

J – moment bezwładności przekroju belki liczony względem tak zwanej silnej osi dwuteownika.

Jeżeli teraz do opisu wprowadzić bezwymiarowy parametr $\xi_{R,\theta}$, zdefiniowany jako:

$$\xi_{R,\theta} = \frac{\kappa_{CR,\theta}}{\kappa_{BR,\theta}} \quad (4.31)$$

to moment na podporze A wyrazi się jako odpowiednia część momentu generowanego w przypadku pełnego utwierdzenia, a zatem:

$$M_{A,\theta} = \xi_{R,\theta} \frac{qL^2}{12} \quad (4.32)$$

Podobnie moment indukowany w środku rozpiętości belki będzie mieścił się pomiędzy momentem generowanym dla belki swobodnie podpartej i tym, który indukuje się przy pełnym utwierdzeniu. Można zatem zapisać, że:

$$M_{m,\theta} = (1 - \xi_{R,\theta}) \frac{qL^2}{8} + \xi_{R,\theta} \frac{qL^2}{24} \quad (4.33)$$

W analogiczny sposób wyznacza się ugięcie w środku rozpiętości belki otrzymując:

$$\Delta_{\theta} = (1 - \xi_{R,\theta}) \frac{5qL^4}{384k_{E,\theta}EJ} + \xi_{R,\theta} \frac{qL^4}{384k_{E,\theta}EJ} \quad (4.34)$$

4.2.3. Pierwszy przegub plastyczny

W pierwszej fazie pożaru belka pracuje w zakresie sprężystym. Jej sztywność giętna jest jeszcze na tyle duża że skutecznie przeciwstawia się gwałtownemu narastaniu ugięcia. Oznacza to zatem mały wpływ generowanej przez to ugięcie osiowej siły rozciągającej. Dominacja siły ściskającej indukowanej wskutek rozszerzalności termicznej stali nie jest więc na razie w sposób istotny niwelowana. Narastająca ze wzrostem temperatury siła ściskająca wraz ze zmieniającym się na skutek rosnącej podatności więzów momentem zginającym belkę może powodować sprężyste lub sprężysto-plastyczne wyboczenie. Z uwagi na to, że analiza odnosi się do sprężysto-plastycznej redystrybucji sił wewnętrznych przyjęto, że pierwszy etap odpowiedzi belki na ekspozycję pożarową kończy sytuacja alternatywna względem poprzednio wymienionej, czyli uaktywnienie się przegubu plastycznego w krytycznym przekroju poprzecznym. Można zatem wyznaczyć graniczną wartość siły ściskającej, dla której w interakcji z towarzyszącym tej sile momentem zginającym nastąpi pełne uplastycznienie przekroju belki. *Sun i Burgess*

zapropowowali w swojej pracy *Sun i Burgess, 2016* użycie do tego celu prostej liniowej formuły interakcyjnej typu:

$$\frac{N_{c,\theta}^{\max}}{A k_{y,\theta} f_y} + \frac{M_{m,\theta}}{W_{pl} k_{y,\theta} f_y} = 1 \quad (4.35)$$

w której:

f_y – granica plastyczności zastosowanej stali specyfikowana w temperaturze 20°C,

$k_{y,\theta}$ – współczynnik redukujący granicy plastyczności zastosowanej stali, zestawiony w przepisach normy *PN-EN 1993-1-2*,

A – powierzchnia przekroju poprzecznego belki,

W_{pl} – wskaźnik oporu plastycznego przekroju belki.

Formuła (4.35) daje rozwiązania konserwatywne, a zatem bezpieczne. Na jej podstawie otrzymuje się:

$$N_{c,\theta}^{\max} = N_c \left(\theta^{gr(I)} \right) = \left(W_{pl} k_{y,\theta} f_y - M_{m,\theta} \right) \frac{A}{W_{pl}} \quad (4.36)$$

Dokładniejsze rozwiązanie daje w tym przypadku przyjęcie biliniowej formuły interakcyjnej, opisanej zależnościami rekomendowanymi w pracy *Yin i Wang Y.C., 2005a* dla której:

– jeżeli oś obojętna przechodzi przez środek dwuteownika to zachodzi:

$$\eta \mu \frac{N_{c,\theta}^{\max}}{A k_{y,\theta} f_y} + \frac{M_{m,\theta}}{W_{pl} k_{y,\theta} f_y} = 1 \quad (4.37)$$

– jeżeli natomiast oś obojętna przechodzi przez pas dwuteownika to wtedy:

$$\frac{N_{c,\theta}^{\max}}{A k_{y,\theta} f_y} + \frac{1-\eta}{1-\eta^2 \mu} \frac{M_{m,\theta}}{W_{pl} k_{y,\theta} f_y} = 1 \quad (4.38)$$

Symbole η i μ oznaczają tu odpowiednio stosunki:

$$\eta = \frac{A_w}{2A_f + A_w} = \frac{A_w}{A} \quad \text{i} \quad \mu = \frac{(1+\beta)^2}{\beta(2+\beta)} \quad \text{gdzie} \quad \beta = \frac{A_w}{2A_f} \quad (4.39)$$

przy czym:

A_w – powierzchnia przekroju poprzecznego środka belki,

A_f – powierzchnia przekroju poprzecznego pojedynczego pasa belki.

Zastosowanie zależności (4.37) prowadzi do oszacowania:

$$N_{c,\theta}^{\max} = N_c \left(\theta^{gr(I)} \right) = (W_{pl} k_{y,\theta} f_y - M_{m,\theta}) \frac{A}{W_{pl} \eta \mu} \quad (4.40)$$

W analogiczny sposób wyznacza się graniczną siłę ściskającą jeśli zachodzi sytuacja opisana równaniem (4.38).

Wychodząc z równań (4.32) i (4.33) można pokazać, że jeżeli zachodzi $\xi_{R,\theta} < 0,75$ to pierwszy przegub plastyczny indukuje się w środku rozpiętości belki. Zachodzi wtedy:

$$M_{m,\theta} = M_{pl,\theta} \quad \text{oraz} \quad M_{A,\theta} = \frac{2\xi_{R,\theta}}{3-2\xi_{R,\theta}} M_{pl,\theta} < M_{pl,\theta} \quad (4.41)$$

co daje graniczną wartość obciążenia na poziomie:

$$q^{gr(I)} = \frac{24M_{pl,\theta}}{(3-2\xi_{R,\theta})L^2} \quad (4.42)$$

Oczywiście graniczny moment plastyczny zależy od temperatury, tak że zachodzi:

$$M_{pl,\theta} = k_{y,\theta} M_{pl} = W_{pl} k_{y,\theta} f_y \quad (4.43)$$

Z drugiej strony, w sytuacji gdy $\xi_{R,\theta} > 0,75$ pierwsze przeguby indukują się na obu podporach belki nie uruchamiając jednak kinematycznie dopuszczalnego mechanizmu ruchu.

Wtedy zachodzi:

$$M_{m,\theta} = \frac{3-2\xi_{R,\theta}}{2\xi_{R,\theta}} M_{pl,\theta} < M_{pl,\theta} \quad \text{oraz} \quad M_{A,\theta} = M_{B,\theta} = M_{pl,\theta} \quad (4.44)$$

co daje:

$$q^{gr(I)} = \frac{12M_{pl,\theta}}{\xi_{R,\theta} L^2} \quad (4.45)$$

4.2.4. Druga faza pożaru – do zaniku siły osiowej

W drugiej fazie pożaru belka pracuje w zakresie sprężysto-plastycznym. Jej sztywność giętna zmalała już na tyle że słabiej przeciwstawia się gwałtownemu narastaniu ugięcia. Większe ugięcie oznacza zarazem silniejsze oddziaływanie osiowej siły rozciągającej coraz skuteczniej niwelującej wpływ osiowego ściskania. Zachowanie się belki w pożarze na skutek dużych przemieszczeń jest teraz silnie nieliniowe. Jego szczegółowy opis wymaga stosunkowo złożonej analizy iteracyjnej, co wykracza poza zakres niniejszej pracy. W analizie uproszczonej można jednak wykorzystać na tym polu stowarzyszone prawo płynięcia, na przykład tak jak to zaproponowano w pracy *Li G.Q. i in, 2012*. Siła osiowa dokłada się teraz do specyfikacji plastycznej nośności zginanego przekroju poprzecznego, co oznacza efektywne zmniejszanie jej wartości. Nośność plastyczna przekroju poprzecznego maleje jednak głównie ze względu na postępującą ze wzrostem temperatury redukcję granicy plastyczności stali. Zauważmy, że uaktywnienie się pierwszego przegubu plastycznego w środku rozpiętości belki zmienia jej schemat statyczny na tyle że zdecydowanie przyspiesza to narastanie ugięcia. Wyraźne przyspieszenie narastania ugięcia następuje również w przypadku powstania pierwszych przegubów na podporach belki, zachowuje się ona bowiem teraz jak belka swobodnie podparta. Wszystko to sprawia, że wypadkowa siła osiowa w belce po osiągnięciu granicznej dla pierwszego etapu pożaru wartości $N_{c,\theta}^{\max} = N_c \left(\theta^{gr(I)} \right)$ zaczyna maleć.

Oczywiście, zmniejszanie się jej wartości następuje nieliniowo. Z analiz numerycznych wynika jednak, że nieliniowość nie ma tu dużego znaczenia. Istotne jest to, że w końcu siła osiowa w belce zanika, co przyjmujemy za koniec drugiego etapu pracy belki. Stowarzyszoną z tą sytuacją graniczną temperaturę $\theta^{gr(II)}$ wyznaczymy z warunku równowagi przy założeniu plastycznego wyrównania momentów zginających w przęśle i na podporach rozpatrywanej belki. Zanik siły osiowej oznacza bowiem, że graniczna nośność plastyczna przekroju poprzecznego jest teraz nośnością specyfikowaną przy czystym zginaniu. Zależy zatem jedynie od temperatury stali, tak jak to pokazano w zależności (4.43). Ze wzrostem temperatury θ moment zginający w przekroju związanym z potencjalną lokalizacją drugiego przegubu plastycznego może zatem narastać aż do pełnego uplastycznienia tego przekroju. W praktyce zerowanie się siły osiowej z reguły nie zachodzi dokładnie w tej samej chwili pożaru co plastyczne wyrównanie momentów zginających. Wiadomo jednak, że jeśli wykluczyć współdziałanie siły osiowej to w sytuacji plastycznego wyrównania momentów mamy:

$$-\frac{qL^2}{8} + k_{y,\theta} M_{pl} = -k_{y,\theta} M_{pl} \quad (4.46)$$

co natychmiast daje:

$$k_{y,\theta}^{gr(II)} = \frac{qL^2}{16M_{pl}} \Rightarrow \theta^{gr(II)} \quad (4.47)$$

Graniczny stopień redukcji granicy plastyczności stali jest bowiem w sposób jednoznaczny powiązany z poszukiwaną wartością temperatury $\theta^{gr(II)}$.

4.2.5. Trzecia faza pożaru – dominacja siły rozciągającej i efekt ciągną

W trzeciej fazie pożaru w belce dominuje osiowa siła rozciągająca generowana przez bardzo już duże ugięcie. Sztywność giętą jest teraz na tyle mała że zapewnia przenoszenie jedynie nieznacznego momentu zginającego. Uaktywnienie się przegubów plastycznych zarówno w przęśle jak i na podporach grozi przy tym realizacją kinematycznie dopuszczalnego mechanizmu ruchu. Przeciwstawia się temu osiowa siła rozciągająca, której wpływ staje się decydujący w stosunku do coraz bardziej zanikającego zginania. W końcu belka staje się na tyle wiotka, że nie przenosi już żadnego momentu zginającego pracując jak poprzecznie obciążone wiotkie ciągną. O jej nośności zaczyna decydować nośność plastyczna $N_{pl,\theta}$ specyfikowana dla czystego rozciągania. Siła rozciągająca nie może zatem narastać w nieskończoność. Jej maksymalną wartość wyznacza się z warunku:

$$N_{t,\theta}^{\max} = N_{pl,\theta} = Ak_{y,\theta} f_y \quad (4.48)$$

Osiągnięcie przez siłę rozciągającą swojej maksymalnej wartości przy granicznej temperaturze $\theta^{gr(III)}$ formalnie kończy trzeci etap pożaru. Sytuację tę kojarzy się z pełnym uplastycznieniem przekrojów poprzecznych we wszystkich aktywnych przegubach, z tym że ma miejsce redystrybucja naprężeń, taka że rozkład naprężeń typowy dla dominującego zginania zmienia się na inny powiązany z dominującym rozciąganiem.

W pracy *Dwaikat i Kodur, 2011* pokazano, że bezpiecznym podejściem do wyznaczenia granicznej temperatury $\theta^{gr(III)}$ jest przedłużenie linii prostej (ściślej cięciwy łuku) wyznaczonej na wykresie $N_\theta - \theta$ (siła osiowa-temperatura stali) przez punkty o współrzędnych odpowiednio $(\theta^{gr(I)}; N_{c,\theta}^{\max})$ oraz $(\theta^{gr(II)}; 0)$, takie aby spełnić ograniczenie wynikające z zależności (4.48).

Jak widać na Rys. 4.6 na podstawie podobieństwa trójkątów mamy:

$$\frac{\theta^{gr(III)} - \theta^{gr(II)}}{\theta^{gr(II)} - \theta^{gr(I)}} = \frac{Ak_{y,\theta} f_y}{N_{c,\theta}^{\max}} \quad (4.49)$$

co daje:

$$\theta^{gr(III)} = \theta^{gr(II)} + \frac{Ak_{y,\theta} f_y}{N_{c,\theta}^{\max}} (\theta^{gr(II)} - \theta^{gr(I)}) \quad (4.50)$$

Oznacza to, że w trzecim etapie pożaru wartość osiowej siły rozciągającej belkę wyraża zależność:

$$N_{t,\theta} = \frac{\theta - \theta^{gr(II)}}{\theta^{gr(II)} - \theta^{gr(I)}} N_{c,\theta}^{\max} \quad (4.51)$$

Przyjmując konserwatywnie, że krzywa interakcji M-N ma teraz postać:

$$\frac{N_{t,\theta}}{Ak_{y,\theta} f_y} + \frac{M_{m,\theta}}{W_{pl} k_{y,\theta} f_y} = 1 \quad (4.52)$$

można wyznaczyć przeszłowy moment zginający, który belka jest jeszcze zdolna przenieść.

Na podstawie formuły (4.52) mamy zatem zależność:

$$M_{m,\theta} = W_{pl} k_{y,\theta} f_y - N_{t,\theta} \frac{W_{pl}}{A} \quad (4.53)$$

Jeżeli po jej zastosowaniu otrzymamy wartość zerową lub mniejszą od zera to będzie to oznaczać brak zdolności belki do przenoszenia momentu zginającego. Zacznie ona wtedy pracować jak typowe wiotkie ciągnio.

4.2.6. Czwarta faza pożaru – do wyczerpania granicznej ciągliwości

Po przekroczeniu temperatury $\theta^{gr(III)}$ o nośności belki decyduje już tylko ciągliwość stali. Odształcenia w strefach plastycznych narastają teraz niezwykle szybko (jeśli pozostać przy idealnie sprężysto-plastycznym modelu materiału to w zasadzie natychmiastowo). Ze wzrostem temperatury maleje również nośność $N_{pl,\theta}$, coraz mniejsza musi być zatem również występująca w belce siła rozciągająca $N_{t,\theta}$, która tej nośności nie może przewyższyć. W końcu, po przekroczeniu dopuszczalnej wartości odształceń plastycznych, belka ulega zerwaniu.

4.2.7. Specyfika redystrybucji w pożarze siły osiowej i momentów zginających

Podsumowując dotychczasowe rozważania uzyskane wyniki wygodnie przedstawić na wykresach $N_\theta - \theta$ (siła osiowa – temperatura stali) oraz $M_m - \theta$ (moment zginający w środku rozpiętości przęsła – temperatura stali) i $M_A - \theta$ (moment zginający na podporach belki – temperatura stali). Pierwszy z tych wykresów (Rys. 4.6) obrazuje kolejne etapy redystrybucji w pożarze indukującej się w belce siły podłużnej, drugi (Rys. 4.7) – redystrybucję w tych samych warunkach momentów zginających. Jak widać siła osiowa osiąga swoją maksymalną wartość ze względu na ściskanie, czyli $N_{c,\theta}^{\max}$, na zakończenie pierwszej fazy pożaru. Jej wartość następnie stopniowo maleje, tak że w końcu zmienia znak i na zakończenie trzeciego etapu pożaru jest to już siła rozciągająca $N_{t,\theta}^{\max}$ o swojej maksymalnej, możliwej do uzyskania wartości. Rozpatrując szczegółowo schemat specyficznej dla warunków pożaru redystrybucji momentów zginających, na Rys. 4.7 przedstawionej dla sytuacji gdy pierwszy przegub plastyczny wystąpi w środku rozpiętości przęsła, widzimy, że pierwszą fazę pożaru kończy uaktywnienie się wspomnianego powyżej pierwszego przegubu plastycznego. W drugiej fazie pożaru dochodzi do plastycznego wyrównania momentów zginających, tak że pod koniec tego etapu mamy już przeguby zarówno w przęśle jak i na podporach. Ważne jest przy tym to, że nośność wszystkich przegubów jest teraz mniejsza niż była ona na końcu fazy pierwszej, trzeba ją bowiem skojarzyć ze znacząco wyższą temperaturą stali. W dalszych fazach pożaru wszystkie wygenerowane wcześniej przeguby są nadal aktywne, lecz ich nośność ulega jednak ciągłemu osłabianiu. Dominujące rozciąganie w belce efektywnie przeciwstawia się przy tym uruchomieniu kinematycznie dopuszczalnego mechanizmu ruchu. W sprzyjających okolicznościach przeguby plastyczne pracują nawet po zakończeniu trzeciej fazy pożaru, tak jak to pokazano na Rys. 4.7. Często jednak ich nośność wyczerpuje się znacznie wcześniej i w takiej sytuacji belka pracuje już tylko na czyste rozciąganie.

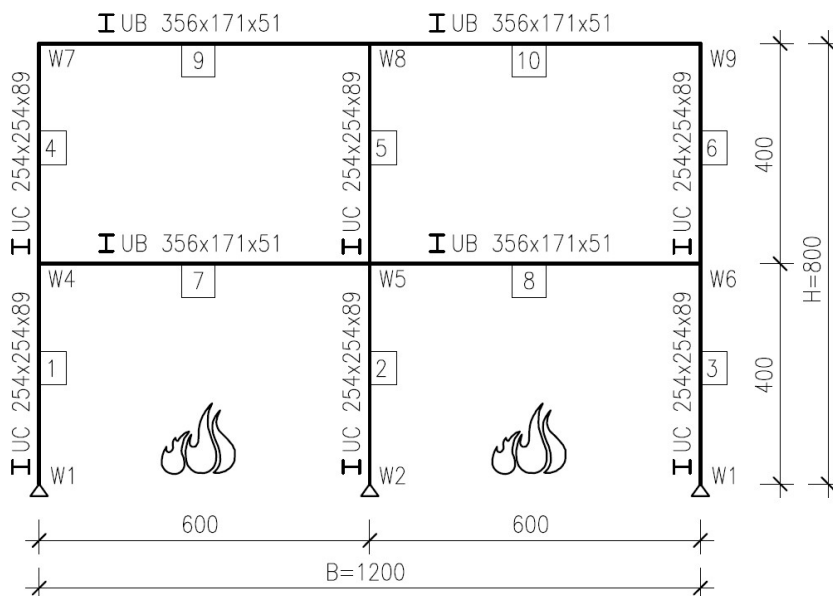
4.3. Analiza ramy z wykorzystaniem uzyskanych doświadczalnie charakterystyk opisujących relacje moment-obrót-temperatura elementu

4.3.1. Opis analizowanego przypadku

4.3.1.1 Geometria analizowanej ramy

W niniejszym rozdziale na przykładzie numerycznym zaprezentowano sposób szacowania temperatury krytycznej ramy stalowej pozostającej pod wpływem pożaru rozwiniętego. Temperatura ta może być kojarzona z osiągnięciem przez ustrój nośny stanu granicznego nośności w rozważanej wyjątkowej sytuacji obliczeniowej. Porównano dwie metody obliczeń: pierwszą – opartą na założeniach klasycznej analizy pierwszego rzędu, z wykorzystaniem koncepcji długości wyboczeniowej, i drugą, uwzględniającą efekty drugiego rzędu poprzez prostą amplifikację przyłożonego do konstrukcji obciążenia poziomego. Szczególną uwagę zwrócono na ilościową ocenę wpływu jaki na odporność ogniową ustroju ma sztywność węzłów, malejąca ze wzrostem temperatury elementów. Uwzględnianie tego rodzaju redukcji nie jest wprawdzie wymagane przez normę *PN-EN 1993-1-2*, prowadzi jednak, zwłaszcza w przypadku analizy pierwszego rzędu, do uzyskania znacznie bardziej restrykcyjnych oszacowań poszukiwanej temperatury. Opisywaną analizę przeprowadzono za pomocą programu *Robot Structural Analysis Professional 2010*.

Analizie poddano zachowanie się w pożarze dwukondygnacyjnej, dwunawowej stalowej ramy przechyłowej, o wymiarach pokazanych na Rys. 4.8 (*Maślak i Snela, 2012a; 2012b*). Na rysunku tym zaznaczono również kształtowniki zastosowane na rygle (dwuteowniki UB356x171x51) i słupy (dwuteowniki UC254x254x89) oraz ponumerowano wszystkie elementy konstrukcyjne, a także węzły. Wybór kształtowników podyktowany był dostępnymi wynikami badań doświadczalnych (*Al-Jabri i in., 2005b*). Rozstaw ram w kierunku podłużnym przyjęto jako równy 6,0 m.



Rys. 4.8. Schemat i wymiary ramy analizowanej w przykładzie

4.3.1.2 Model materiału

W analizie założono sprężysto-idealnie plastyczną charakterystykę materiału konstrukcyjnego. Przyjęto, że rama wykonana jest ze stali, o podstawowych właściwościach wynoszących odpowiednio:

- moduł sprężystości podłużnej: $E = 195 \text{ GPa}$,
- granica plastyczności: $f_y = 412 \text{ MPa}$,
- współczynnik Poissona: $\nu = 0,3$,
- współczynnik rozszerzalności liniowej: $\alpha = 1,2 \cdot 10^{-5} \text{ K}^{-1}$.

Wartości powyższych wielkości pochodzą z pracy *Al-Jabri i in., 2005b*, z której zaczerpnięto charakterystyki węzłów.

W celu uwzględnienia zależności od temperatury podstawowych właściwości mechanicznych stali zastosowano odpowiednie współczynniki redukcyjne granicy plastyczności $k_{y,\theta}$ oraz modułu sprężystości podłużnej $k_{E,\theta}$, wyspecyfikowane w normie *PN-EN 1993-1-2*.

4.3.1.3 Przypadki obciążenia

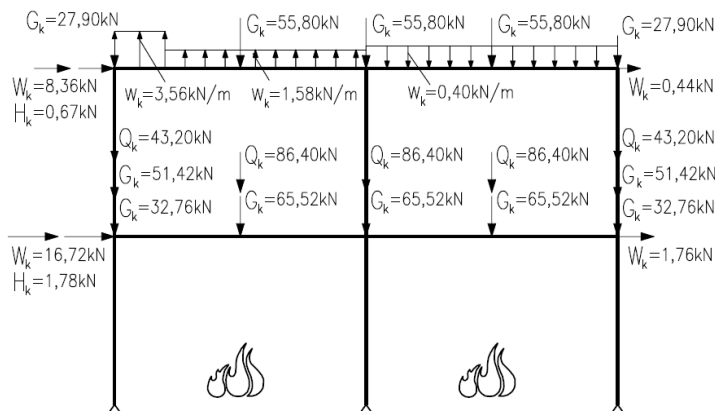
W Tab. 4.1 zestawiono obciążenia przyłożone do analizowanej ramy, wraz z ich wartościami charakterystycznymi.

Tab. 4.1. Zestawienie obciążeń przyłożonych do ramy analizowanej w przykładzie

Lp.	Rodzaj obciążenia	Wartość charakterystyczna obciążenia
1	Ciężar własny konstrukcji	Obciążenie przyłożone bezpośrednio uwzględnione automatycznie w programie <i>Autodesk Robot Structural Analysis Professional 2010</i>
2	Obciążenie stałe – górny rygiel	3,10 kN/m ²
3	Obciążenie stałe – dolny rygiel	3,64 kN/m ²
4	Obciążenie użytkowe – dolny rygiel	4,80 kN/m ²
5	Ściany osłonowe	51,42 kN
6	Obciążenie śniegiem dachu	0,96k N/m ²
7	Obciążenie wiatrem dachu	parcie: 0,40 kN/m ² ssanie: 3,56 kN/m ² ; 1,58 kN/m ²
8	Obciążenie wiatrem ścian	parcie: 8,36 kN; 16,72 kN ssanie: 0,44 kN; 1,76 kN
9	Temperatura	Obciążenie przyłożone bezpośrednio – uwzględnione automatycznie w programie <i>Autodesk Robot Structural Analysis Professional 2010</i>

Wszystkie obciążenia zewnętrzne (z wyjątkiem obciążenia wiatrem połaci dachu) przyłożono do ramy w formie sił skupionych. W przypadku stropów założono, że obciążenia będą przekazywane na rygle poprzez belki drugorzędne, wykonane z dwuteowników IPE270, rozstawione co 3m, zaś obciążenie wiatrem ścian przekazywane będzie w poziomie dolnego i górnego rygla.

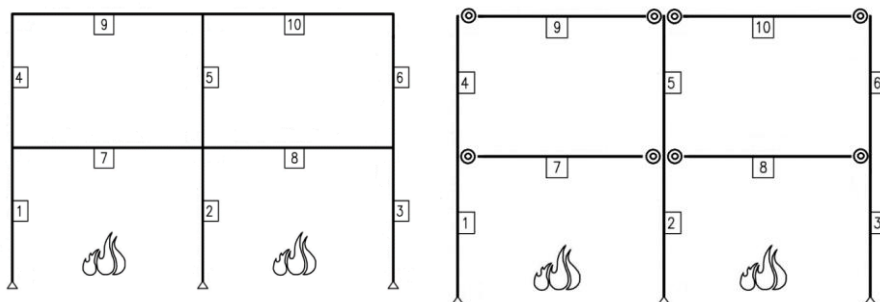
Zestawienie przyłożonych do ramy obciążeń zewnętrznych zaprezentowano na Rys. 4.9. Przez G_k oznaczono siły skupione pochodzące od obciążenia stałego, analogicznie przez Q_k siły od obciążenia zmiennego. Obciążenie wiatrem ścian oznaczono przez W_k , zaś obciążenie wiatrem dachu przez w_k . Siły H_k pochodzą od zastępczej imperfekcji przechyłowej. Ich wartości wyznaczono z zależności opisanych w rozdziale 4.3.2.4. niniejszej pracy. Należy podkreślić, że wartości obciążeń zaprezentowane na Rys. 4.9 traktuje się jako ich wartości charakterystyczne.



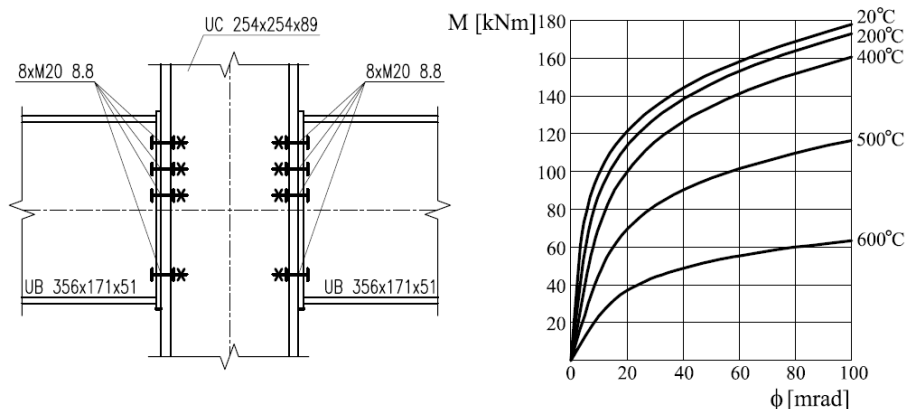
Rys. 4.9. Zestawienie obciążeń zewnętrznych przyłożonych do analizowanej ramy

4.3.1.4 Charakterystyka węzłów

W przeprowadzonej analizie założono, że rama jest przegubowo podparta w fundamencie. Przyjęto również, że wszystkie węzły rygiel-słup mają jednakową konstrukcję. Węzły te przeanalizowano w dwóch wariantach pokazanych na Rys. 4.10. W pierwszym wariantcie potraktowano je jako węzły nominalnie sztywne przez cały czas pożaru. Alternatywnie, w celach porównawczych, przyjęto, że są to węzły podatne o konstrukcji jak na Rys. 4.11. Wybór tego typu połączenia został podyktowany dostępnością do uzyskanej eksperymentalnie charakterystyki węzła, reprezentowanej przez zbiór krzywych $M - \theta - \varphi$ (moment zginający – temperatura elementu – obrót) zaczerpniętej z pracy *Al-Jabri i in., 2005b* i pokazanej na Rys. 4.11.



Rys. 4.10. Analizowane warianty ramy: rama z węzłami nominalnie sztywnymi przez cały czas trwania pożaru (z lewej) oraz rama z węzłami podatnymi o sztywności zależnej od temperatury stali (z prawej)



Rys. 4.11. Schemat dwustronnego węzła rygiel-słup w wersji rozpatrywanej jako węzeł podatny (z lewej) i jego charakterystyka moment zginający – temperatura elementu – obrót, otrzymana na podstawie badań szczegółowo prezentowanych w pracy *Al-Jabri i in., 2005b* (z prawej)

4.3.1.5 Scenariusz pożarowy

Przyjęto, że pożar rozgorzał w obu nawach na parterze rozpatrywanego budynku, co wiąże się z nagrzewaniem na skutek bezpośredniej ekspozycji ogniowej dolnych słupów i dolnych rygli ustroju nośnego (pręty oznaczone na Rys. 4.8 numerami 1, 2, 3, 7, 8). Zakłada się, że górne słupy i górne rygle są doskonale izolowane przed wpływem ognia i nie są nagrzewane. Sam pożar modelowany jest przez narastającą w czasie jego trwania temperaturę wskazanych powyżej elementów nośnych, równomiernie rozłożoną w ich przekrojach poprzecznych. W analizie założono również, że rozkład temperatury stali jest w każdej chwili pożaru równomierny na całej długości elementów, a więc przyjęty model formalny odpowiada pożarowi rozwiniętemu. Metodę analizy numerycznej termo-sprężysto-plastycznego stanu nośności płaskich układów prętowych (ram) pozwalającą na wyznaczenie ich odporności ogniowej z uwzględnieniem wpływu temperatury jednorodnej po długości elementów konstrukcji stalowych i niejednorodnej po wysokości przekroju poprzecznego tych elementów podano m.in. w pracy *Laskowska, 2002*.

W przeprowadzonej analizie założono, że poziom obciążeń zewnętrznych jest stały podczas pożaru, a także niezależny od jego intensywności. Takie uproszczenie jest nieco konserwatywne, prowadzi jednak na ogół do bezpiecznego oszacowania temperatury krytycznej.

Warunki pożarowe w programie *Autodesk Robot Structural Analysis Professional 2010* zasymulowano przez zdefiniowanie obciążenia temperaturą dla prętów numer: 1, 2, 3, 7, 8. Obciążenie temperaturą przykładano stopniowo, w kolejnych krokach obliczeniowych, począwszy od wartości wynoszącej 20°C do temperatury równej 600°C. W każdym kroku obliczeniowym zastosowano odpowiedni model materiałowy, dostosowany do założonego poziomu obciążenia temperaturą, to znaczy uwzględniający redukcję właściwości stali w zadanej temperaturze.

4.3.2. Podstawy analizy

4.3.2.1 Założenia analizy numerycznej

Analizę numeryczną przeprowadzono w programie *Autodesk Robot Structural Analysis Professional 2010*. Wszystkie elementy analizowanej ramy zdefiniowano jako elementy prętowe o przekrojach opisanych na Rys. 4.8. Przyjęty model materiału został opisany wcześniej, w rozdziale 4.3.1.2.

W analizie konstrukcji uwzględniono nieliniowość konstrukcyjną, która rozpatrywana jest w programie *Autodesk Robot Structural Analysis Professional 2010* na kilku poziomach (Autodesk, 2010):

- analiza na poziomie elementu
- analiza na poziomie przekroju
- analiza na poziomie specyfikacji modelu materiału.

4.3.2.2 Modelowanie węzłów podatnych

W celu wiarygodnego zamodelowanie węzłów podatnych, w drugim wariancie analizy, w programie *Autodesk Robot Structural Analysis Professional 2010* wykorzystano funkcję *węzłów kompatybilnych* w odniesieniu do węzłów wewnętrznych ramy oraz funkcję *zwolnienia* w odniesieniu do węzłów zewnętrznych.

W przypadku konstrukcji prętowych, w których pręty przecinają się, funkcja *węzły kompatybilne* pozwala otrzymać te same wartości przemieszczeń dla prętów w ich punkcie przecięcia. Funkcja *węzły kompatybilne* dzieli w sposób wirtualny wskazany węzeł na dwa węzły, pomiędzy którymi ograniczone zostają kierunki wskazane przez użytkownika. Każdy węzeł „stary” i „nowy” należy do innego pręta, a wszystkie stopnie swobody w węźle, poza wskazanymi przez użytkownika, są od siebie niezależne. W analizowanym przypadku funkcję tę zastosowano w węzłach W5 i W8 (Rys. 4.8), określając dla nich nieliniowy typ kompatybilności przez definicję krzywej moment-obrót oddzielnie dla każdej wartości temperatury pokazanej na Rys. 4.11 oraz przez zablokowanie przemieszczenia pionowego i poziomego.

W przypadku węzłów zewnętrznych, które są węzłami jednostronnymi i w których pręty nie przecinają się, skorzystano z funkcji *zwolnienia*, wprowadzając na końcach prętów zwolnienie nieliniowe określone przez krzywą moment-obrót pokazaną na Rys. 4.11. Krzywe moment-obrót definiowano w programie oddzielnie dla każdej wartości temperatury.

4.3.2.3 Kombinacje obciążeń

W celu sprawdzenia poprawności doboru przekrojów słupów i rygli przeprowadzono obliczenia w stanie granicznym nośności (SGN) i w stanie granicznym użytkowości (SGU) dla obciążeń zestawionych w Tab. 4.1. Zastosowano przy tym kombinację obciążeń typową dla trwałej sytuacji obliczeniowej (STR) zgodnie z normą *PN-EN 1990*. Sprawdzenie nośności i użytkowości poszczególnych prętów przeprowadzono przy wykorzystaniu modułu programu *Autodesk Robot Structural Analysis Professional 2010*, pozwalającego na automatyczną weryfikację spełnienia kryterium ich stateczności oraz nieprzekroczenia dopuszczalnych ugięć.

Następnie wyznaczono siły wewnętrzne w wyjątkowej sytuacji obliczeniowej pożaru, uwzględniając równomierne ogrzanie słupów i rygli dolnej kondygnacji. Kombinacje w wyjątkowej sytuacji obliczeniowej wyznaczono według przepisów normy *PN-EN 1990* z zależności:

$$\sum_{j \geq 1} G_{k,j} + \psi_{1,1} Q_{k,1} + \sum_{i > 1} \psi_{2,i} Q_{k,i} \quad (4.54)$$

gdzie:

$\sum_{j \geq 1} G_{k,j}$ – suma oddziaływań stałych o wartościach charakterystycznych,

$Q_{k,1}$ – główne oddziaływanie zmienne o wartości charakterystycznej,

$\sum_{i > 1} Q_{k,i}$ – suma pozostałych oddziaływań zmiennych o wartościach

charakterystycznych,

ψ_1 i ψ_2 – współczynniki przeliczające wartości charakterystyczne obciążeń zmiennych na stowarzyszone z nimi wartości częste i prawie stałe.

Szczegółowa analiza statyczna wykazała, że miarodajną wyjątkową kombinacją działań jest kombinacja, w której obciążeniem wyjątkowym jest obciążenie temperaturą, dominującym obciążeniem zmiennym jest obciążenie wiatrem (stąd $\psi_{1,w} = 0,2$), a obciążenie zmienne użytkowe przyjmowane jest o wartości prawie stałej (stąd $\psi_{2,q} = 0,6$). Ma ona zatem następujący schemat sumowania efektów: ciężar własny charakterystyczny + obciążenia stałe charakterystyczne + obciążenia temperaturą x 1,0 + obciążenia wiatrem charakterystyczne x 0,2 + obciążenia użytkowe charakterystyczne x 0,6.

4.3.2.4 Imperfekcje geometryczne

Imperfekcje geometryczne uwzględniono w postaci równoważnych tym imperfekcijom zastępczych sił poziomych H_k (Rys. 4.9). Wartości sił w poziomie górnego i dolnego rygła wyznaczono jako iloczyn sumarycznego obciążenia pionowego słupów, wyspecyfikowanego zgodnie z regułą kombinacyjną podaną w rozdziale 4.3.2.3. i wstępnej imperfekcji przechyłowej. Na tej podstawie:

- siła w poziomie górnego rygła wynosi:

$$H_{k,1} = \varphi \cdot \Sigma V_{k,1} \quad (4.55)$$

- siła w poziomie dolnego rygła wynosi:

$$H_{k,2} = \varphi \cdot \Sigma V_{k,2} \quad (4.56)$$

gdzie:

$\Sigma V_{k,1}$ – sumaryczne obciążenie pionowe górnych słupów,

$\Sigma V_{k,2}$ – sumaryczne obciążenie pionowe dolnych słupów (obciążenie dolnej kondygnacji),

φ – globalna wstępna imperfekcja przechyłowa.

Globalną wstępną imperfekcję przechyłową φ wyznaczono z zależności podanej w normie *PN-EN 1993-1-1*:

$$\varphi = \varphi_0 \alpha_h \alpha_m \quad (4.57)$$

gdzie:

φ_0 – wartość podstawowa: $\varphi_0 = 1/200$,

α_h – współczynnik redukcyjny ze względu na wysokość kondygnacji:

$$\alpha_h = \frac{2}{\sqrt{H}} \quad (4.58),$$

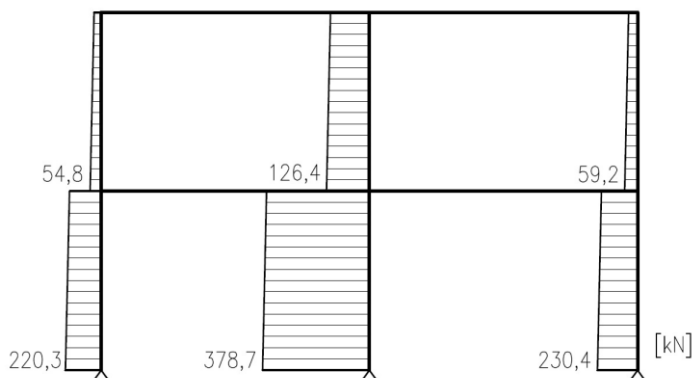
H – wysokość kondygnacji,

α_m – współczynnik redukcyjny ze względu na liczbę słupów na rozpatrywanej kondygnacji:

$$\alpha_m = \sqrt{0,5 \left(1 + \frac{1}{m} \right)} \quad (4.59),$$

m – liczba słupów w rzędzie rozpatrywanej kondygnacji, które przenoszą obciążenie pionowe nie mniejsze niż 50% przeciętnego obciążenia słupa.

Na Rys. 4.12 przedstawiono zestawienie sił podłużnych w słupach analizowanej ramy. W rozpatrywanym przypadku wszystkie słupy w rzędzie przenoszą obciążenie pionowe większe niż 50% średniego obciążenia słupa ramy stąd: $m = 3$. Na Rys. 4.9 zestawiono obciążenia zewnętrzne przyłożone do ramy wraz z poziomymi siłami pochodzącymi od założonych imperfekcji.

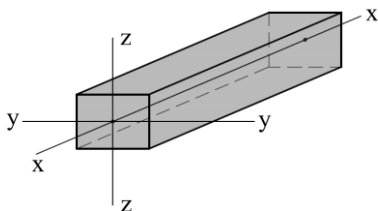


Rys. 4.12. Zestawienie sił podłużnych w słupach

4.3.3. Metody analizy

Przyjęto dwa alternatywne podejścia obliczeniowe: pierwsze – oparte o klasyczną statykę pierwszego rzędu, z wykorzystaniem koncepcji długości wyboczeniowej, i drugie, uwzględniające efekty drugiego rzędu przez prostą amplifikację przyłożonego do konstrukcji obciążenia poziomego. Dodatkowo, w celach porównawczych, wykonano analizę uwzględniającą efekty drugiego rzędu za pomocą programu *Autodesk Robot Structural Analysis Professional 2010*. Wymienione podejścia projektowe posłużyły do identyfikacji stanu granicznego nośności ogniowej analizowanej ramy.

Na Rys. 4.13 przedstawiono przyjęte w analizie oznaczenia osi elementów ramy w lokalnych układach współrzędnych.



Rys. 4.13. Przyjęte w analizie oznaczenia osi elementów

Wszystkie zamieszczone w niniejszym rozdziale opisy, zależności oraz wyniki odnoszą się do lokalnych układów współrzędnych elementów przyjmowanych zgodnie z Rys. 4.13, zaś wszystkie wielkości, których wartości zależą od temperatury stali oznaczono dolnym indeksem θ .

4.3.3.1 Analiza pierwszego rzędu z wykorzystaniem koncepcji długości wyboczeniowych

Pierwszym etapem analizy było znalezienie efektywnej długości wyboczeniowej dla poszczególnych elementów ramy (Maślak i Snela, 2014d). Dla przypadku wyboczenia w płaszczyźnie ramy (y-y) obciążenie krytyczne w temperaturze θ (oznaczone symbolem $N_{cr,y,\theta}$) wyznaczano z zależności:

$$N_{cr,y,\theta} = \alpha_{cr,\theta} \cdot N_{\theta} \quad (4.60)$$

gdzie:

N_{θ} – siła osiowa indukowana w rozpatrywanym elemencie ramy w temperaturze θ ,

$\alpha_{cr,\theta}$ – mnożnik obciążenia krytycznego w temperaturze θ .

Wartość mnożnika obciążenia $\alpha_{cr,\theta}$ wyznaczano za pomocą analizy wyboczeniowej dostępnej w programie *Autodesk Robot Structural Analysis Professional 2010*, w odniesieniu do słupa – dla pierwszej przechyłowej postaci drgań własnych, w odniesieniu do rygla – dla pierwszej symetrycznej postaci drgań własnych. W Tab. 4.2 zestawiono przykładowe wartości mnożnika.

Tab. 4.2. Przykładowe wartości mnożnika obciążenia krytycznego $\alpha_{cr,\theta}$ uzyskane dla słupa nr 3, dla temperatury θ .

	Węzły nominalnie sztywne	Węzły podatne
Temperatura θ [°C]	Mnożnik obciążenia krytycznego $\alpha_{cr,\theta}$	Mnożnik obciążenia krytycznego $\alpha_{cr,\theta}$
20	11,17	7,72
100	11,15	6,94
200	10,01	6,17
300	8,89	5,23
400	7,77	4,48
500	6,65	3,26
600	3,45	1,58

Dla przypadku wyboczenia z płaszczyzny ramy (z-z) obciążenie krytyczne w temperaturze θ (oznaczone symbolem $N_{cr,z,\theta}$) wyznaczano przy założeniu, że długość wyboczeniowa elementu z płaszczyzny ramy jest równa jego długości teoretycznej (podparcia przegubowo nieprzesuwne).

Wartość obciążenia krytycznego wyznaczano w tej sytuacji ze wzoru *Eulera* o postaci:

$$N_{cr,z,\theta} = \pi^2 \frac{E_{\theta} J_z}{L_{cr,y}^2} \quad (4.61)$$

gdzie:

E_{θ} – wartość modułu sprężystości podłużnej stali z której wykonano elementy analizowanej ramy w temperaturze θ ,

J_z – moment bezwładności przekroju poprzecznego elementu ramy względem osi z (słabej osi przekroju),

$L_{cr,z} = 1,0L$ – długość wyboczeniowa rozpatrywanego elementu przy wyboczeniu z płaszczyzny ramy.

Następnie określano wartości smukłości względnych $\bar{\lambda}_{y,\theta}$ i $\bar{\lambda}_{z,\theta}$ z zależności:

$$\bar{\lambda}_{y,\theta} = \sqrt{\frac{N_{pl,\theta}}{N_{cr,y,\theta}}} \quad (4.62)$$

$$\bar{\lambda}_{z,\theta} = \sqrt{\frac{N_{pl,\theta}}{N_{cr,z,\theta}}} \quad (4.63)$$

gdzie:

$N_{pl,\theta}$ – nośność plastyczna ściskanego przekroju poprzecznego rozpatrywanego elementu ramy specyfikowana w temperaturze θ :

$$N_{pl,\theta} = A \cdot f_{y,\theta} \quad (4.64)$$

A – pole powierzchni rozpatrywanego przekroju poprzecznego,

$f_{y,\theta}$ – wartość granicy plastyczności stali z której wykonano analizowany element specyfikowana w temperaturze θ .

Znając wartości smukłości względnych wyznaczono wartości współczynników wyboczeniowych, odpowiednio:

$$\chi_{y,\theta} = \frac{1}{\phi_{y,\theta} + \sqrt{\phi_{y,\theta}^2 - \bar{\lambda}_{y,\theta}^2}} \quad (4.65)$$

oraz:

$$\chi_{z,\theta} = \frac{1}{\phi_{z,\theta} + \sqrt{\phi_{z,\theta}^2 - \bar{\lambda}_{z,\theta}^2}} \quad (4.66)$$

gdzie:

$$\phi_{y,\theta} = 0,5 \cdot (1 + \alpha \cdot \bar{\lambda}_{y,\theta} + \bar{\lambda}_{y,\theta}^2) \quad (4.67)$$

$$\phi_{z,\theta} = 0,5 \cdot (1 + \alpha \cdot \bar{\lambda}_{z,\theta} + \bar{\lambda}_{z,\theta}^2) \quad (4.68)$$

przy czym:

α – parametr imperfekcji, wynoszący w warunkach pożaru:

$$\alpha = 0,65 \cdot \sqrt{\frac{235}{f_y}} \quad (4.69)$$

Niezależnie wyznaczano wartość współczynnika zwichrzenia specyfikowanego temperaturze θ (oznaczonego symbolem $\chi_{LT,\theta}$). W tym celu określano najpierw wartość smukłości względnej odnoszonej do zwichrzenia elementu ramy w temperaturze θ . Stosowano przy tym zależność:

$$\bar{\lambda}_{LT,\theta} = \sqrt{\frac{M_{pl,\theta}}{M_{cr,\theta}}} \quad (4.70)$$

gdzie:

$M_{pl,\theta}$ – nośność plastyczna zginanego przekroju poprzecznego rozpatrywanego elementu ramy w temperaturze θ :

$$M_{pl,\theta} = W_{pl,y} \cdot f_{y,\theta} \quad (4.71)$$

$W_{pl,y}$ – wskaźnik oporu plastycznego przekroju poprzecznego rozpatrywanego elementu ramy specyfikowany względem osi y (silnej osi przekroju),

$M_{cr,\theta}$ – moment krytyczny związany z wystąpieniem zwichrzenia.

Moment krytyczny dla zwichrzenia analizowanego elementu ramy w temperaturze θ , przy liniowym rozkładzie momentów zginających na jego długości, wyznaczano z zależności:

$$M_{cr,\theta} = C_1 \cdot \frac{\pi^2 E_\theta I_z}{L_{cr,LT}} \sqrt{\frac{I_\omega}{I_z} + \frac{L_{cr,LT}^2 G_\theta I_t}{\pi^2 E_\theta I_z}} \quad (4.72)$$

gdzie:

C_1 – współczynnik zależny od sposobu obciążenia i warunków podparcia,

wyznaczany osobno dla każdego rozpatrywanego elementu,

E_θ – wartość modułu sprężystości podłużnej stali konstrukcyjnej, z której wykonano elementy ramy specyfikowana w temperaturze θ ,

G_θ – wartość modułu sprężystości poprzecznej stali jak wyżej, specyfikowana w temperaturze θ ,

I_z – moment bezwładności przekroju poprzecznego analizowanego elementu ramy liczony względem słabej osi tego przekroju ,

I_ω – wycinkowy moment bezwładności przekroju jak wyżej,

I_t – moment bezwładności przy skręcaniu swobodnym przekroju jak wyżej,

$L_{cr,LT}$ – odległość między punktami bocznego podparcia rozpatrywanego elementu ramy.

Ostatecznie współczynnik zwichrzenia $\chi_{LT,\theta}$ wyznaczano z zależności:

$$\chi_{LT,\theta} = \frac{1}{\phi_{LT,\theta} + \sqrt{\phi_{LT,\theta}^2 - \bar{\lambda}_{LT,\theta}^2}} \quad (4.73)$$

gdzie:

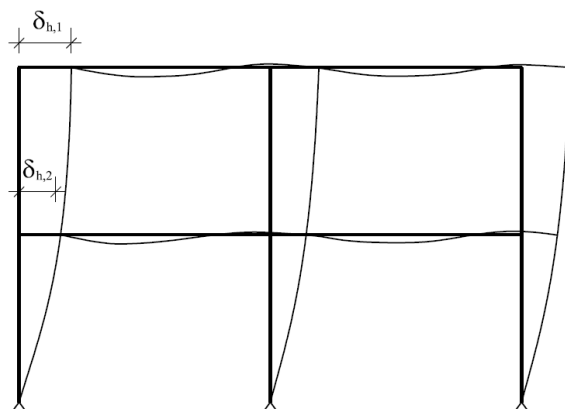
$$\phi_{LT,\theta} = 0,5 \cdot \left(1 + \alpha \cdot \bar{\lambda}_{LT,\theta} + \bar{\lambda}_{LT,\theta}^2 \right) \quad (4.74)$$

przy czym:

α – parametr imperfekcji, wyznaczany w warunkach pożaru analogicznie jak w przypadku wyboczenia giętnego.

4.3.3.2 Uproszczona analiza drugiego rzędu

W pierwszym kroku uproszczonej analizy II rzędu wykonywanej za pomocą programu *Autodesk Robot Structural Analysis Professional 2010* wyznaczono wartości przemieszczeń ramy $\delta_{h,\theta}$ – odpowiednio górnej i dolnej kondygnacji – pochodzących od obciążeń poziomych (Rys. 4.14), a więc od obciążenia wiatrem oraz od sił wynikających z założenia globalnych imperfekcji przechyłowych.



Rys. 4.14. Zidentyfikowane przemieszczenia węzłów ramy rozpatrywanej w przykładzie

Następnie wyznaczono sumaryczne obciążenia pionowe ΣV i poziome ΣH specyfikowane odpowiednio dla górnej i dla dolnej kondygnacji ramy. Na podstawie uzyskanych wartości przemieszczeń wyznaczono wartości mnożników obciążenia krytycznego, oddzielne dla każdej kondygnacji ramy.

Stosowano przy tym zależności:

- mnożnik obciążenia krytycznego dla górnej kondygnacji ramy rozpatrywanej w przykładzie:

$$\alpha_{cr,\theta,1} = \frac{\Sigma V_1}{\Sigma H_1} \cdot \frac{h}{\delta_{h,\theta,1} - \delta_{h,\theta,2}} \quad (4.75)$$

- mnożnik obciążenia krytycznego dla dolnej kondygnacji ramy rozpatrywanej w przykładzie:

$$\alpha_{cr,\theta,2} = \frac{\Sigma V_1 + \Sigma V_2}{\Sigma H_1 + \Sigma H_2} \cdot \frac{h}{\delta_{h,\theta,2}} \quad (4.76)$$

gdzie:

ΣV_1 – sumaryczne obciążenie pionowe słupów górnej kondygnacji ramy,
 ΣV_2 – sumaryczne obciążenie pionowe słupów dolnej kondygnacji ramy (bez uwzględnienia obciążenia pochodzącego z górnej kondygnacji),
 ΣH_1 – sumaryczne obciążenie poziome przenoszone przez górną kondygnację ramy (identyfikowane w poziomie górnej kondygnacji),
 ΣH_2 – sumaryczne obciążenie poziome przenoszone przez dolną kondygnację ramy (identyfikowane w poziomie dolnej kondygnacji),

$\delta_{h,\theta,1}$ – przemieszczenie poziome w poziomie górnego rygla ramy identyfikowane w temperaturze θ (Rys. 4.14),

$\delta_{h,\theta,2}$ – przemieszczenie poziome w poziomie dolnego rygla ramy identyfikowane w temperaturze θ (Rys. 4.14),

h – wysokość kondygnacji rozpatrywanej ramy.

Wartości przemieszczeń poziomych oraz mnożników obciążenia krytycznego wyznaczone dla temperatury θ zestawiono w

Tab. 4.3.

Tab. 4.3. Wartości przemieszczeń poziomych $\delta_{h,\theta}$ oraz mnożników obciążenia $\alpha_{cr,\theta}$ wyznaczone dla obu kondygnacji rozpatrywanej ramy.

Temp.	Węzły sztywne				Węzły podatne			
	Przemieszczenia poziome		Mnożniki obciążenia		Przemieszczenia poziome		Mnożniki obciążenia	
θ [°C]	$\delta_{h,\theta,1}$ [cm]	$\delta_{h,\theta,2}$ [cm]	$\alpha_{cr,\theta,1}$ [-]	$\alpha_{cr,\theta,2}$ [-]	$\delta_{h,\theta,1}$ [cm]	$\delta_{h,\theta,2}$ [cm]	$\alpha_{cr,\theta,1}$ [-]	$\alpha_{cr,\theta,2}$ [-]
20	0,426	0,329	45,28	11,88	0,918	0,599	13,77	6,53
100	0,426	0,329	45,28	11,88	0,918	0,599	13,77	6,53
200	0,466	0,363	42,64	10,77	0,955	0,63	13,51	6,21
300	0,516	0,405	39,57	9,65	1,139	0,741	11,04	5,28
400	0,579	0,458	36,30	8,54	1,313	0,85	9,49	4,60
500	0,660	0,528	33,27	7,40	1,847	1,148	6,28	3,41
600	1,153	0,956	22,30	4,09	3,444	2,117	3,31	1,85

Zakłada się, zgodnie z rekomendacjami normy *PN-EN 1993-1-1*, że rama jest niewrażliwa na efekty II rzędu wtedy gdy spełniony jest warunek:

$$\alpha_{cr,\theta} \geq 10 \quad (4.77)$$

Jak wynika z Tab. 4.3 w przypadku ramy z węzłami nominalnie sztywnymi, wrażliwość na efekty II rzędu wystąpi gdy temperatura elementów przekroczy wartość 200°C, zaś w przypadku ramy z węzłami podatnymi jest ona wrażliwa na efekty drugiego rzędu w całym zakresie temperatury. Co więcej, mnożniki obciążenia krytycznego uzyskane dla ramy z węzłami podatnymi w przypadku dolnej kondygnacji osiągają wartości niższe o 50% w stosunku do tych uzyskanych dla ramy z węzłami nominalnie sztywnymi przez cały czas trwania pożaru. Jak widać, podatność węzłów zmieniająca się wraz ze wzrostem temperatury pożarowej w istotny sposób wpływa na wrażliwość ramy na efekty II rzędu.

W kolejnym kroku analizy wyznaczono współczynniki amplifikacji $\eta_{amp,\theta}$ specyfikowane dla sił poziomych, niezależnie w poziomie dolnego i w poziomie górnego rygla.

Zastosowano przy tym zależności:

- do wyznaczenia współczynnika amplifikacji w poziomie górnego rygla ramy:

$$\eta_{amp,\theta,1} = \frac{1}{1 - \frac{1}{\alpha_{cr,\theta,1}}} \quad (4.78)$$

- do wyznaczenia współczynnika amplifikacji w poziomie dolnego rygla ramy:

$$\eta_{amp,\theta,2} = \frac{1}{1 - \frac{1}{\alpha_{cr,\theta,2}}} \quad (4.79)$$

Uzyskane wartości współczynników amplifikacji zestawiono w Tab. 4.4

Tab. 4.4. Wartości współczynników amplifikacji siły poziomej $\eta_{amp,\theta}$ wyznaczone w poziomie górnego i w poziomie dolnego rygla ramy przy temperaturze θ .

Temp.	Węzły sztywne		Węzły podatne	
	Współczynnik amplifikacji		Współczynnik amplifikacji	
θ [°C]	$\eta_{amp,\theta,1}$ [-]	$\eta_{amp,\theta,2}$ [-]	$\eta_{amp,\theta,1}$ [-]	$\eta_{amp,\theta,2}$ [-]
20	1,02	1,09	1,08	1,18
100	1,02	1,09	1,08	1,18
200	1,02	1,10	1,08	1,19
300	1,03	1,12	1,10	1,23
400	1,03	1,13	1,12	1,28
500	1,03	1,16	1,19	1,42
600	1,05	1,32	1,43	2,18

Następnie wszystkie obciążenia poziome pochodzące od obciążeń zewnętrznych (czyli po prostu obciążenia wiatrem) jak i od globalnych imperfekcji przechyłowych przemnożono przez wyznaczony powyżej współczynniki amplifikacji. Dla tak amplifikowanego układu obciążeń określono odpowiadające im wartości momentów zginających i sił podłużnych.

Siły krytyczne $N_{cr,\theta,y}$ oraz $N_{cr,\theta,y}$ wyliczono ze wzoru *Eulera* przy założeniu, że długości wyboczeniowe analizowanych elementów ramy, zarówno te określone w płaszczyźnie ramy poprzecznej jak i te wyznaczane w kierunku prostopadłym do tej płaszczyzny, są równe ich długościom teoretycznym. Dalszy tok postępowania był identyczny jak w przypadku analizy I rzędu.

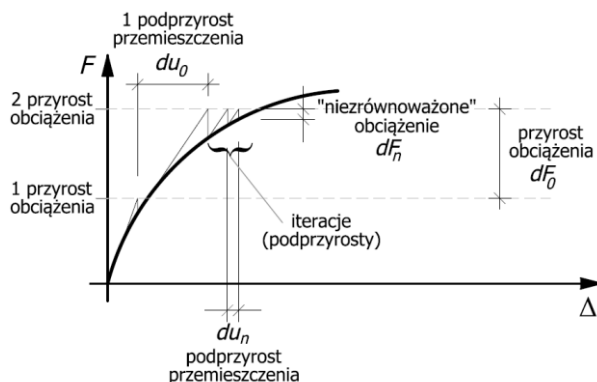
4.3.3.3 Analiza drugiego rzędu przeprowadzana w programie Autodesk Robot Structural Analysis Professional 2010

Uwzględnienie efektów II rzędu można również przeprowadzić metodą iteracyjną, w której obciążenia przykładane są stopniowo w kolejnych krokach, a macierz sztywności aktualizowana jest w każdym kroku. Obliczenia tego typu możliwe są jednak do przeprowadzenia tylko za pomocą programów komputerowych. W celach porównawczych przeprowadzono analizę II rzędu korzystając z możliwości jakie oferuje program *Autodesk Robot Structural Analysis Professional 2010* (Maślak i Snela, 2014d).

W celu uwzględnienia efektów wyższego rzędu w programie *Autodesk Robot Structural Analysis Professional 2010* należy włączyć opcję nieliniowości geometrycznej, na którą składają się analiza nieliniowa i analiza P-delta. Program podczas obliczeń z włączoną opcją nieliniowości geometrycznej bierze pod uwagę następujące efekty (dla całej konstrukcji) (Autodesk, 2010):

- analiza nieliniowa – uwzględnia zmieniającą się sztywność elementu pod wpływem stanu naprężenia w elemencie; jest to tak zwany efekt *stress-stiffening*; analiza ta uwzględnia równocześnie generowanie momentów zginających pochodzących od oddziaływania sił pionowych na węzłach przemieszczonych w poziomie,
- analiza P-delta – uwzględnia efekty „trzeciego rzędu”, to znaczy dodatkową sztywność poprzeczną i naprężenia powstałe przy odkształceniu; efekt ten kwantyfikuje powstanie dodatkowych sił wewnętrznych w odkształconej konstrukcji.

W programie *Autodesk Robot Structural Analysis Professional 2010* istnieją dwie metody rozwiązywania układu równań nieliniowych: metoda *Newtona-Raphsona* lub metoda *arc-length* (metoda *Riksa*). W metodzie *Newtona-Raphsona*, którą wybrano do analizy rozpatrywanej ramy, wektor prawej strony układu (wektor obciążenia) jest podzielony na n równych części zwanych przyrostami. Kolejny przyrost obciążenia jest przykładany do konstrukcji w momencie, gdy stan równowagi został osiągnięty dla poprzedniego przyrostu. Norma dla niezrównoważonych sił podawana jest dla każdego kroku obliczeniowego, co pozwala śledzić zachowanie się relacji siła-przemieszczenie w analizowanej konstrukcji. Przykładowy przebieg nieliniowego procesu w metodzie przyrostowej pokazany został na Rys. 4.15. Przedstawiono na nim wielkości wykorzystywane podczas obliczeń nieliniowych.



Rys. 4.15. Przykładowy przebieg nieliniowego procesu obliczeń przy zastosowaniu metody przyrostowej w programie Autodesk Robot Structural Analysis Professional 2010 (Autodesk, 2010).

Do rozwiązań problemu nieliniowego wybrano pełną metodę *Newtona-Raphsona*, w której aktualizacja macierzy sztywności następuje po każdej iteracji. Program automatycznie sprawdza zbieżność procesu. Iteracje są przerywane w momencie, gdy zostanie osiągnięty stan równowagi. Proces iteracyjny jest również przerywany wtedy gdy proces rozbiega się. Brak zbieżności analizy można zinterpretować jako numeryczny efekt spowodowany przeciążeniem konstrukcji. Może on być również spowodowany niestabilnością procesu numerycznego (na przykład gdy przyłożone obciążenie zostało podzielone na niewielką liczbę przedziałów). W analizie wykorzystano również procedurę modyfikacyjną BFGS (*Broyden-Fletcher-Goldforb-Shanno*). Algorytm metody BFGS modyfikuje w trakcie obliczeń macierz sztywności poprzez jej iteracyjną aktualizację.

4.3.3.4 Identyfikacja stanów granicznych nośności w warunkach pożaru

Elementami ustroju nośnego miarodajnymi dla ustalenia temperatury krytycznej konstrukcji są słup parteru, oznaczony na Rys. 4.8 symbolem „3”, oraz rygiel „8” wspierający strop pierwszej kondygnacji. Są to elementy zginane i ściskane, zatem, zgodnie z zaleceniami normy *PN-EN 1993-1-2*, poszukiwaną wartość temperatury θ_{cr} będzie determinować spełnienie ostrzejszego z cytowanych niżej warunków (wielkości oznaczone dodatkowym, górnym indeksem Θ zależą od rozpatrywanej temperatury stali):

$$\rho_1 = \rho(\theta_{cr}) = \frac{N_{fi,Ed}^{\Theta}}{\chi_{\min,fi}^{\Theta} A k_{y,\theta}^{\Theta} \frac{f_y}{\gamma_{M,fi}}} + \frac{k_y^{\Theta} M_{y,fi,Ed}^{\Theta}}{W_y k_{y,\theta}^{\Theta} \frac{f_y}{\gamma_{M,fi}}} = 1 \quad (4.80)$$

$$\rho_2 = \rho(\theta_{cr}) = \frac{N_{fi,Ed}^{\ominus}}{\chi_{z,fi}^{\ominus} A k_{y,\theta}^{\ominus} \frac{f_y}{\gamma_{M,fi}}} + \frac{k_{LT}^{\ominus} M_{y,fi,Ed}^{\ominus}}{\chi_{LT,fi}^{\ominus} W_y k_{y,\theta}^{\ominus} \frac{f_y}{\gamma_{M,fi}}} = 1 \quad (4.81)$$

gdzie:

$N_{fi,Ed}$ – siła podłużna w rozpatrywanym elemencie w sytuacji pożarowej,

$M_{y,fi,Ed}$ – moment zginający względem osi y (silnej) w rozpatrywanym elemencie w sytuacji pożarowej (w temperaturze θ),

$\chi_{\min,fi}$ – mniejsza z wartości $\chi_{y,fi}$ i $\chi_{z,fi}$, gdzie $\chi_{y,fi}$ i $\chi_{z,fi}$ są współczynnikami wybożenia w sytuacji pożarowej (w temperaturze θ), specyfikowanymi odpowiednio względem osi y i osi z,

$\gamma_{M,fi}$ – częściowy współczynnik bezpieczeństwa dotyczący właściwości materiałowej w sytuacji pożarowej,

k_y , k_{LT} – współczynniki kwantyfikujące efekty nieliniowe, odpowiednio przy wybożeniu giętnym i przy zwichrzeniu.

Współczynniki k_y i k_{LT} wyznacza się ze wzorów:

$$k_y = 1 - \frac{\mu_y N_{fi,Ed}}{\chi_{y,fi} A k_{y,\theta} \frac{f_y}{\gamma_{M,fi}}} \leq 3 \quad (4.82)$$

$$k_{LT} = 1 - \frac{\mu_{LT} N_{fi,Ed}}{\chi_{z,fi} A k_{y,\theta} \frac{f_y}{\gamma_{M,fi}}} \leq 1 \quad (4.83)$$

w których:

$$\mu_y = (2\beta_{M,y} - 5) \cdot \bar{\lambda}_{y,\theta} + 0,44\beta_{M,y} + 0,29 \leq 0,8 \text{ przy czym } \lambda_{y,20^\circ\text{C}} \leq 1,1 \quad (4.84)$$

$$\mu_{LT} = 0,15\bar{\lambda}_{z,\theta}\beta_{M,LT} - 0,15 \leq 0,9 \quad (4.85)$$

gdzie:

$\beta_{M,y}$, $\beta_{M,LT}$ – współczynniki równoważnego stałego momentu zginającego wyznaczone zgodnie z Rysunkiem 4.2 normy PN-EN 1993-1-2.

Jak widać, wielkość ρ_1 związana jest z interakcją zginania w płaszczyźnie ramy (bez możliwości zwichrzenia) oraz ściskania z potencjalnym wybożeniem

„na kierunku słabszym” (może to być zarówno wyboczenie względem osi y , z uwagi na dużą długość wyboczeniową, jak i wyboczenie względem osi z , skojarzonej z mniejszym promieniem bezwładności). Z kolei wielkość ρ_2 stanowi efekt współdziałania zginania w płaszczyźnie ramy, zagrożonego zwichrzeniem, oraz ściskania z potencjalnym wyboczeniem względem osi z . Należy zwrócić uwagę na fakt, że od temperatury stali zależą nie tylko współczynniki globalnej niestateczności elementów (χ_y , χ_z , χ_{LT}) ale również czynniki skutkujące nieliniową postacią krzywej interakcji $M - N$ (w szczególności k_y i k_{LT}). Podstawowe znaczenie ma jednak w tym przypadku sprężysta redystrybucja momentów zginających i pozostałych sił wewnętrznych związana między innymi ze zmianami podatności węzłów.

4.3.4. Rezultaty przeprowadzonej analizy

4.3.4.1 Wyniki uzyskane przy zastosowaniu analizy pierwszego rzędu

Analizę stateczności rozpatrywanej ramy w pożarze przeprowadzono osobno dla sytuacji projektowej, w której założono że wszystkie węzły rygiel – słup przez cały czas ekspozycji ogniowej są nominalnie sztywne, oraz porównawczo, dla modelu uwzględniającego ich realną sztywność, malejącą ze wzrostem temperatury stali. Uzyskane wyniki zebrano w Tab. 4.5 i Tab. 4.6 dla słupa numer „3” oraz w Tab. 4.7 i Tab. 4.8 dla rygla numer „8”. Wyniki zestawione w Tab. 4.5 i Tab. 4.7 dotyczą przypadku ze sztywnymi węzłami, natomiast Tab. 4.6 i Tab. 4.8 odnoszą się do węzłów podatnych. Wyniki te pozwoliły na oszacowanie temperatury krytycznej elementów ustroju nośnego na przecięciu odpowiednich relacji $\rho_1 = \rho_1(\theta)$ oraz $\rho_2 = \rho_2(\theta)$ z granicznym poziomem 1,0. Oszacowania te pokazano na Rys. 4.16 i Rys. 4.17 (odpowiednio w odniesieniu do słupa numer „3” i rygla numer „8”). W przypadku gdy przecięcie to miało miejsce powyżej temperatury 600°C stosowano predykcję wyników za pomocą ekstrapolacji wielomianowej. Na Rys. 4.18 przedstawiono zależność mnożnika obciążeń krytycznych α_{cr} oraz smukłości względnej $\bar{\lambda}_y$ od wartości temperatury stali θ .

Tab. 4.5. Wyniki odniesione do słupa numer „3”, uzyskane przy zastosowaniu analizy pierwszego rzędu dla ramy z węzłami rygiel-słup nominalnie sztywnymi przez cały czas pożaru.

θ [°C]	N_θ [kN]	$M_{y,\theta}$ [kNm]	$\alpha_{cr,\theta}$ [-]	$N_{cr,y,\theta}$ [kN]	$\bar{\lambda}_{y,\theta}$ [-]	$\chi_{y,\theta}$ [-]	$N_{cr,z,\theta}$ [kN]	$\chi_{z,\theta}$ [-]	$\chi_{LT,\theta}$ [-]	ρ_1 [-]	ρ_2 [-]
20	226,7	44,1	11,17	2533,1	1,36	0,35	5842,3	0,56	0,65	0,23	0,21
100	220,5	77,2	11,15	2458,2	1,38	0,34	5842,3	0,56	0,65	0,30	0,30
200	214,2	110,3	10,01	2145,1	1,47	0,31	5258,1	0,53	0,62	0,38	0,41
300	209,5	135,1	8,89	1862,0	1,58	0,28	4673,8	0,50	0,60	0,46	0,50
400	206,4	151,6	7,77	1603,2	1,70	0,25	4089,6	0,47	0,57	0,52	0,58
500	204,8	159,8	6,65	1362,8	1,63	0,27	3505,4	0,49	0,59	0,68	0,73
600	213,8	112,7	3,45	737,2	1,72	0,24	1811,1	0,45	0,55	1,03	0,91

Tab. 4.6. Wyniki odniesione do słupa numer „3”, uzyskane przy zastosowaniu analizy pierwszego rzędu dla ramy z podatnymi węzłami rygiel-słup, przy podatności rosnącej ze wzrostem temperatury stali.

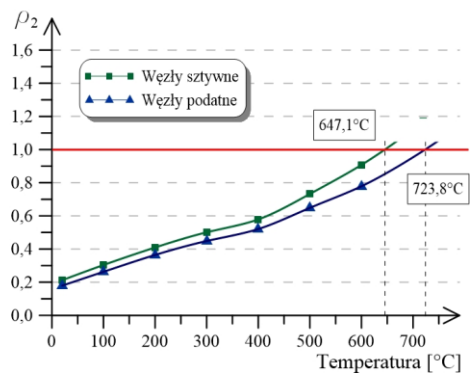
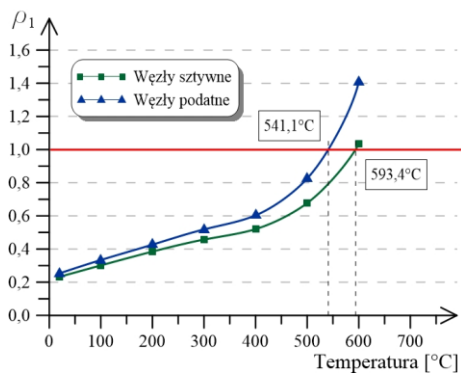
θ [°C]	N_θ [kN]	$M_{y,\theta}$ [kNm]	$\alpha_{cr,\theta}$ [-]	$N_{cr,y,\theta}$ [kN]	$\bar{\lambda}_{y,\theta}$ [-]	$\chi_{y,\theta}$ [-]	$N_{cr,z,\theta}$ [kN]	$\chi_{z,\theta}$ [-]	$\chi_{LT,\theta}$ [-]	ρ_1 [-]	ρ_2 [-]
20	217,3	33,7	7,72	1677,5	1,67	0,26	5842,3	0,56	0,65	0,25	0,18
100	211,9	63,7	6,94	1469,9	1,78	0,23	5842,3	0,56	0,65	0,33	0,26
200	208,3	95,4	6,17	1286,1	1,95	0,21	5258,1	0,53	0,62	0,43	0,36
300	205,5	118,2	5,23	1074,3	2,14	0,18	4673,8	0,50	0,60	0,52	0,45
400	203,9	133,7	4,48	914,1	2,37	0,16	4089,6	0,47	0,57	0,60	0,52
500	203,1	138,2	3,26	662,4	2,23	0,15	3505,4	0,49	0,59	0,83	0,65
600	206,2	92,2	1,58	325,5	2,41	0,12	1811,1	0,46	0,55	1,41	0,78

Tab. 4.7. Wyniki odniesione do rygla numer „8”, uzyskane przy zastosowaniu analizy pierwszego rzędu dla ramy z węzłami rygiel-słup nominalnie sztywnymi przez cały czas pożaru.

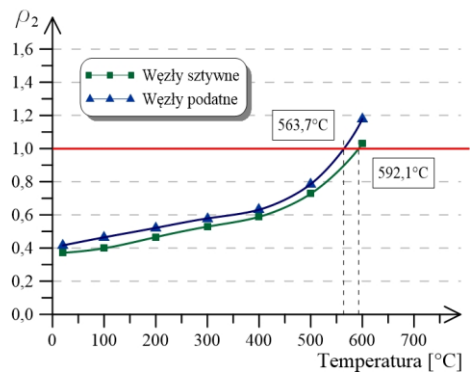
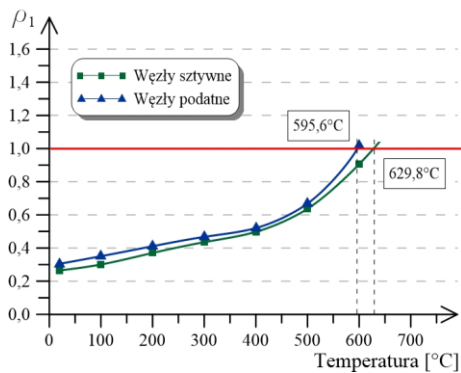
θ [°C]	N_θ [kN]	$M_{y,\theta}$ [kNm]	$\alpha_{cr,\theta}$ [-]	$N_{cr,y,\theta}$ [kN]	$\bar{\lambda}_{y,\theta}$ [-]	$\chi_{y,\theta}$ [-]	$N_{cr,z,\theta}$ [kN]	$\chi_{z,\theta}$ [-]	$\chi_{LT,\theta}$ [-]	ρ_1 [-]	ρ_2 [-]
20	-5,1	94,1	74,37	376,1	2,67	0,12	517,7	0,15	0,70	0,27	0,37
100	17,7	94,9	70,01	1242,6	1,47	0,31	517,7	0,15	0,70	0,30	0,40
200	40,6	95,7	58,56	2375,2	1,06	0,47	465,9	0,14	0,69	0,37	0,47
300	57,7	96,3	48,65	2804,9	0,98	0,52	414,1	0,13	0,66	0,44	0,53
400	69,1	96,7	40,39	2789,2	0,98	0,51	362,4	0,11	0,64	0,50	0,59
500	74,7	96,9	33,65	2514,2	0,91	0,55	310,6	0,12	0,66	0,64	0,73
600	42,3	95,8	20,04	848,0	1,22	0,40	160,5	0,11	0,63	0,91	1,03

Tab. 4.8. Wyniki odniesione do rygla numer „8”, uzyskane przy zastosowaniu analizy pierwszego rzędu dla ramy z podatnymi węzłami rygiel-słup, przy podatności rosnącej ze wzrostem temperatury stali.

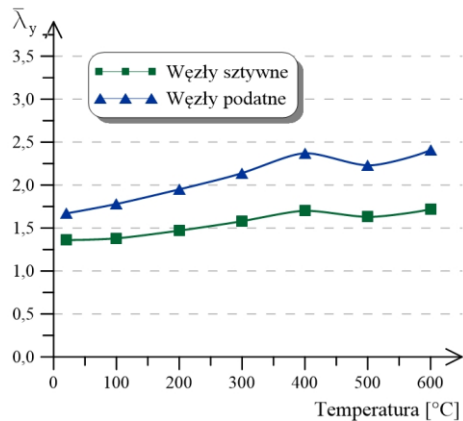
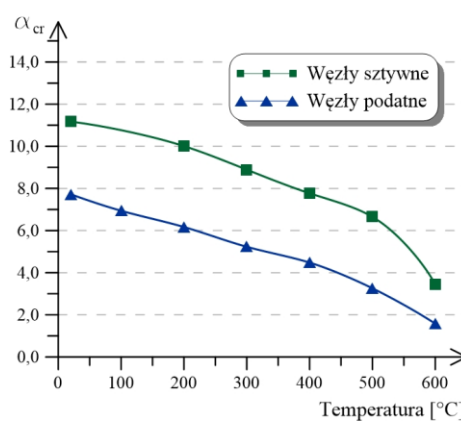
θ [°C]	N_θ [kN]	$M_{y,\theta}$ [kNm]	$\alpha_{cr,\theta}$ [-]	$N_{cr,y,\theta}$ [kN]	$\bar{\lambda}_{y,\theta}$ [-]	$\chi_{y,\theta}$ [-]	$N_{cr,z,\theta}$ [kN]	$\chi_{z,\theta}$ [-]	$\chi_{LT,\theta}$ [-]	ρ_1 [-]	ρ_2 [-]
20	-1,0	100,4	64,28	61,8	6,58	0,02	517,7	0,15	0,70	0,30	0,42
100	19,4	101,9	61,20	1187,9	1,50	0,30	517,7	0,15	0,70	0,35	0,46
200	38,9	102,3	53,37	2074,0	1,14	0,44	465,9	0,14	0,69	0,41	0,52
300	53,0	102,9	45,82	2427,3	1,05	0,48	414,1	0,13	0,66	0,47	0,58
400	62,4	103,2	38,91	2426,4	1,05	0,48	362,4	0,11	0,64	0,52	0,63
500	65,5	104,4	32,56	2131,0	0,99	0,51	310,6	0,12	0,66	0,67	0,79
600	39,4	105,0	17,72	698,3	1,34	0,35	160,5	0,11	0,63	1,02	1,18



Rys. 4.16. Oszacowanie temperatury krytycznej słupa numer „3” przy zastosowaniu teorii pierwszego rzędu



Rys. 4.17. Oszacowanie temperatury krytycznej rygla numer „8” przy zastosowaniu teorii pierwszego rzędu



Rys. 4.18. Wartości mnożnika obciążeń krytycznych α_{cr} (z lewej) oraz smukłości względnej $\bar{\lambda}_y$ (z prawej) w odniesieniu do wartości temperatury stali θ

4.3.4.2 Wyniki uzyskane po amplifikacji sił poziomych

Jeśli stosować się ściśle do przepisów normowych, to należy uwzględnić ewentualną wrażliwość rozpatrywanej ramy na efekty drugiego rzędu i w przypadku jej potwierdzenia przeprowadzić co najmniej amplifikację sił poziomych. Przy takim podejściu nie określa się długości wybozeniowej elementów ramy, przyjmując bez obliczeń, że jest ona równa ich długości teoretycznej. Jak zauważono wcześniej (patrz rozdział 4.3.3.2 niniejszej pracy) wrażliwość tego typu w przypadku ramy z węzłami sztywnymi występuje gdy elementy dolnej kondygnacji osiągną temperaturę około 200°C (

Tab. 4.3), a więc w temperaturze poniżej 200°C w zasadzie nie zachodzi konieczność przeprowadzania tego typu obliczeń, niemniej jednak wykonano je w celach porównawczych. Uzyskane wyniki zestawiono w Tab. 4.9 i Tab. 4.10 w odniesieniu do słupa „3” oraz w Tab. 4.11 i Tab. 4.12 w odniesieniu do słupa „8” oraz zaprezentowano na Rys. 4.19 na przykładzie słupa numer „3” i na Rys. 4.20 w odniesieniu do rygla numer „8”. Tak jak w przypadku analizy pierwszego rzędu, gdy relacje $\rho_1 = \rho_1(\theta)$ oraz $\rho_2 = \rho_2(\theta)$ przecinały się z granicznym poziomem 1,0 w temperaturze wyższej niż 600°C stosowano predykcję wyników za pomocą ekstrapolacji wielomianowej.

Tab. 4.9. Wyniki odniesione do słupa numer „3”, uzyskane przy zastosowaniu uproszczonej analizy drugiego rzędu dla ramy z węzłami rygiel-słup nominalnie sztywnymi przez cały czas pożaru.

θ [°C]	N_θ [kN]	$M_{y,\theta}$ [kNm]	$N_{cr,y,\theta}$ [kN]	$\chi_{y,\theta}$ [-]	$N_{cr,z,\theta}$ [kN]	$\chi_{z,\theta}$ [-]	$\chi_{LT,\theta}$ [-]	ρ_1 [-]	ρ_2 [-]
20	226,91	44,79	17164,78	0,76	5842,28	0,56	0,65	0,17	0,21
100	220,67	77,88	17164,78	0,76	5842,28	0,56	0,65	0,24	0,31
200	214,47	111,05	15448,31	0,74	5258,05	0,53	0,62	0,30	0,41
300	209,82	135,99	13731,83	0,73	4673,83	0,50	0,60	0,35	0,50
400	206,74	152,68	12015,35	0,70	4089,60	0,47	0,57	0,39	0,58
500	205,24	161,15	10298,87	0,72	3505,37	0,49	0,59	0,52	0,74
600	214,61	115,61	5321,08	0,69	1811,11	0,46	0,55	0,69	0,93

Tab. 4.10. Wyniki odniesione do słupa numer „3”, uzyskane przy zastosowaniu uproszczonej analizy drugiego rzędu dla ramy z podatnymi węzłami rygiel-słup, przy podatności rosnącej ze wzrostem temperatury stali.

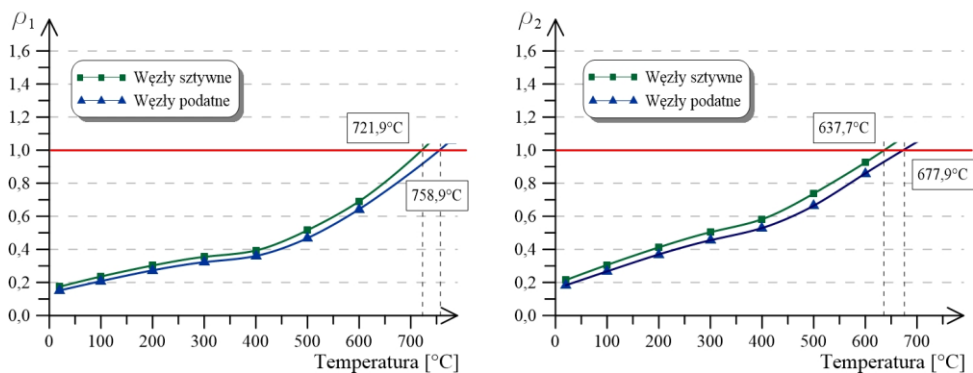
θ [°C]	N_θ [kN]	$M_{y,\theta}$ [kNm]	$N_{cr,y,\theta}$ [kN]	$\chi_{y,\theta}$ [-]	$N_{cr,z,\theta}$ [kN]	$\chi_{z,\theta}$ [-]	$\chi_{LT,\theta}$ [-]	ρ_1 [-]	ρ_2 [-]
20	217,65	34,91	17164,78	0,76	5842,28	0,56	0,65	0,15	0,18
100	212,29	65,13	17164,78	0,76	5842,28	0,56	0,65	0,21	0,27
200	208,81	97,11	15448,31	0,74	5258,05	0,53	0,62	0,27	0,37
300	206,24	120,33	13731,83	0,73	4673,83	0,50	0,60	0,32	0,46
400	204,70	136,24	12015,35	0,70	4089,60	0,47	0,57	0,36	0,53
500	204,27	142,21	10298,87	0,72	3505,37	0,49	0,59	0,47	0,66
600	209,74	105,12	5321,08	0,69	1811,11	0,46	0,55	0,64	0,86

Tab. 4.11. Wyniki odniesione do rygla numer „8”, uzyskane przy zastosowaniu uproszczonej analizy drugiego rzędu dla ramy z węzłami rygiel-słup nominalnie sztywnymi przez cały czas pożaru.

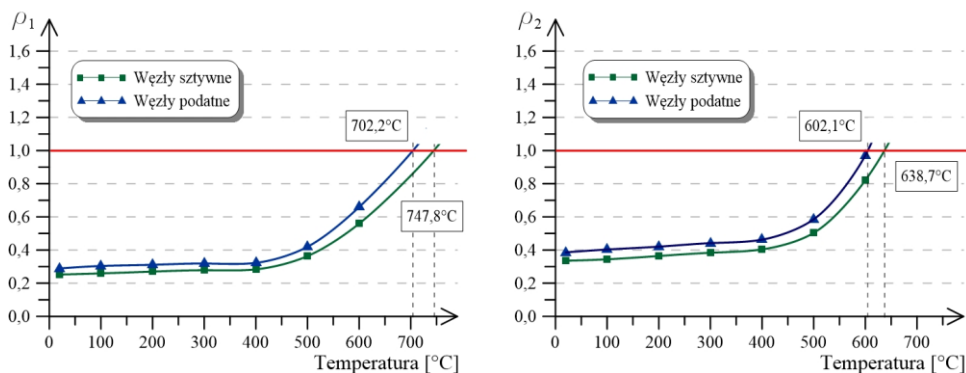
θ [°C]	N_{θ} [kN]	$M_{y,\theta}$ [kNm]	$N_{cr,y,\theta}$ [kN]	$\chi_{y,\theta}$ [-]	$N_{cr,z,\theta}$ [kN]	$\chi_{z,\theta}$ [-]	$\chi_{LT,\theta}$ [-]	ρ_1 [-]	ρ_2 [-]
20	-4,91	92,19	7559,29	0,98	517,66	0,93	0,75	0,25	0,34
100	17,90	93,69	7559,29	0,98	517,66	0,93	0,75	0,26	0,34
200	40,73	95,12	6803,37	0,98	465,89	0,93	0,73	0,27	0,36
300	57,85	96,17	6047,44	0,98	414,13	0,93	0,71	0,28	0,38
400	69,28	96,82	5291,51	0,98	362,36	0,92	0,68	0,28	0,40
500	75,01	97,05	4535,58	0,98	310,59	0,93	0,70	0,36	0,50
600	42,90	93,84	2343,38	0,98	160,47	0,92	0,67	0,56	0,82

Tab. 4.12. Wyniki odniesione do rygla numer „8”, uzyskane przy zastosowaniu uproszczonej analizy drugiego rzędu dla ramy z podatnymi węzłami rygiel-słup, przy podatności rosnącej ze wzrostem temperatury stali.

θ [°C]	N_{θ} [kN]	$M_{y,\theta}$ [kNm]	$N_{cr,y,\theta}$ [kN]	$\chi_{y,\theta}$ [-]	$N_{cr,z,\theta}$ [kN]	$\chi_{z,\theta}$ [-]	$\chi_{LT,\theta}$ [-]	ρ_1 [-]	ρ_2 [-]
20	-0,72	106,58	7559,29	0,98	517,66	0,93	0,75	0,29	0,39
100	19,69	110,05	7559,29	0,98	517,66	0,93	0,75	0,30	0,40
200	39,18	110,69	6803,37	0,98	465,89	0,93	0,73	0,31	0,42
300	53,41	111,98	6047,44	0,98	414,13	0,93	0,71	0,32	0,44
400	62,84	112,35	5291,51	0,98	362,36	0,92	0,68	0,32	0,46
500	66,22	114,68	4535,58	0,98	310,59	0,93	0,70	0,42	0,59
600	42,15	111,87	2343,38	0,98	160,47	0,92	0,67	0,66	0,97



Rys. 4.19. Oszacowanie temperatury krytycznej słupa numer „3” przy zastosowaniu amplifikacji sił poziomych.



Rys. 4.20. Oszacowanie temperatury krytycznej rygla numer „8” przy zastosowaniu amplifikacji sił poziomych.

Wyniki uzyskane za pomocą uproszczonej analizy II rzędu są ilościowo różne od poprzednich, zidentyfikowanych za pomocą klasycznej analizy pierwszego rzędu. Podstawową przyczyną tych niespójności wydaje się być inny sposób obliczania wartości współczynnika wyboczenia χ_y .

4.3.4.3 Wyniki analizy drugiego rzędu przeprowadzonej w programie Autodesk Robot Structural Analysis Professional 2010

W niniejszym rozdziale zaprezentowano wyniki analizy drugiego rzędu uzyskane w programie Autodesk Robot Structural Analysis Professional 2010. Z uwagi na to, że są one bardzo zbliżone do wyników uzyskanych za pomocą uproszczonej analizy II rzędu przedstawiono je tylko w formie tabelarycznej. W Tab. 4.13 i Tab. 4.14 zestawiono wyniki uzyskane dla słupa numer „3”, zaś w Tab. 4.15 i Tab. 4.16 wyniki uzyskane dla rygla numer „8”.

Tab. 4.13. Wyniki odniesione do słupa numer „3”, uzyskane przy zastosowaniu analizy drugiego rzędu dla ramy z węzłami rygiel-słup nominalnie sztywnymi przez cały czas pożaru.

θ [°C]	N_θ [kN]	$M_{y,\theta}$ [kNm]	$N_{cr,y,\theta}$ [kN]	$\chi_{y,\theta}$ [-]	$N_{cr,z,\theta}$ [kN]	$\chi_{z,\theta}$ [-]	$\chi_{LT,\theta}$ [-]	ρ_1 [-]	ρ_2 [-]
20	226,95	44,77	17164,78	0,76	5842,28	0,56	0,65	0,17	0,21
100	220,68	77,74	17164,78	0,76	5842,28	0,56	0,65	0,24	0,31
200	214,41	110,75	15448,31	0,74	5258,05	0,53	0,62	0,30	0,41
300	209,65	135,50	13731,83	0,73	4673,83	0,50	0,60	0,35	0,50
400	206,45	152,01	12015,35	0,70	4089,60	0,47	0,57	0,39	0,58
500	204,87	160,17	10298,87	0,72	3505,37	0,49	0,59	0,51	0,73
600	214,49	115,08	5321,08	0,69	1811,11	0,46	0,55	0,69	0,92

Tab. 4.14. Wyniki odniesione do słupa numer „3”, uzyskane przy zastosowaniu analizy drugiego rzędu dla ramy z podatnymi węzłami rygiel-słup, przy podatności rosnącej ze wzrostem

θ [°C]	N_{θ} [kN]	$M_{y,\theta}$ [kNm]	$N_{cr,y,\theta}$ [kN]	$\chi_{y,\theta}$ [-]	$N_{cr,z,\theta}$ [kN]	$\chi_{z,\theta}$ [-]	$\chi_{LT,\theta}$ [-]	ρ_1 [-]	ρ_2 [-]
20	217,73	35,05	17164,78	0,76	5842,28	0,56	0,65	0,15	0,18
100	212,33	65,17	17164,78	0,76	5842,28	0,56	0,65	0,21	0,27
200	208,80	97,01	15448,31	0,74	5258,05	0,53	0,62	0,27	0,37
300	206,12	120,11	13731,83	0,73	4673,83	0,50	0,60	0,32	0,45
400	204,58	135,93	12015,35	0,70	4089,60	0,47	0,57	0,36	0,53
500	204,10	141,97	10298,87	0,72	3505,37	0,49	0,59	0,47	0,66
600	211,51	112,03	5321,08	0,69	1811,11	0,46	0,55	0,67	0,90

Tab. 4.15. Wyniki odniesione do rygla numer „8”, uzyskane przy zastosowaniu analizy drugiego rzędu dla ramy z węzłami rygiel-słup nominalnie sztywnymi przez cały czas pożaru.

θ [°C]	N_{θ} [kN]	$M_{y,\theta}$ [kNm]	$N_{cr,y,\theta}$ [kN]	$\chi_{y,\theta}$ [-]	$N_{cr,z,\theta}$ [kN]	$\chi_{z,\theta}$ [-]	$\chi_{LT,\theta}$ [-]	ρ_1 [-]	ρ_2 [-]
20	-5,26	92,13	7559,29	0,98	517,66	0,93	0,75	0,25	0,34
100	17,10	93,86	7559,29	0,98	517,66	0,93	0,75	0,26	0,34
200	39,38	95,63	6803,37	0,98	465,89	0,93	0,73	0,27	0,37
300	55,96	97,05	6047,44	0,98	414,13	0,93	0,71	0,28	0,39
400	66,85	98,08	5291,51	0,98	362,36	0,92	0,68	0,29	0,41
500	72,05	98,76	4535,58	0,98	310,59	0,93	0,70	0,37	0,51
600	38,79	95,10	2343,38	0,98	160,47	0,92	0,67	0,56	0,83

Tab. 4.16. Wyniki odniesione do rygla numer „8”, uzyskane przy zastosowaniu analizy drugiego rzędu dla ramy z podatnymi węzłami rygiel-słup, przy podatności rosnącej ze wzrostem temperatury stali.

θ [°C]	N_{θ} [kN]	$M_{y,\theta}$ [kNm]	$N_{cr,y,\theta}$ [kN]	$\chi_{y,\theta}$ [-]	$N_{cr,z,\theta}$ [kN]	$\chi_{z,\theta}$ [-]	$\chi_{LT,\theta}$ [-]	ρ_1 [-]	ρ_2 [-]
20	-1,10	106,48	7559,29	0,98	517,66	0,93	0,75	0,29	0,39
100	18,85	110,19	7559,29	0,98	517,66	0,93	0,75	0,30	0,40
200	37,76	111,14	6803,37	0,98	465,89	0,93	0,73	0,31	0,42
300	51,35	112,75	6047,44	0,98	414,13	0,93	0,71	0,32	0,44
400	60,18	113,44	5291,51	0,98	362,36	0,92	0,68	0,32	0,47
500	62,81	116,00	4535,58	0,98	310,59	0,93	0,70	0,42	0,59
600	36,93	111,08	2343,38	0,98	160,47	0,92	0,67	0,65	0,96

Należy zwrócić uwagę, że wartości sił wewnętrznych, uzyskane metodą amplifikacji sił poziomych (rozdział 4.3.4.2 niniejszej pracy) są bardzo zbliżone do tych uzyskanych za pomocą programu *Autodesk Robot Structural Analysis Professional 2010*, a więc podobne będą również oszacowania wartości temperatury krytycznej oraz wnioski z przeprowadzonej analizy. Wyniki przedstawione w Tab. 4.9 do Tab. 4.16 pokazują również, że w rozpatrywanym przypadku uproszczona analiza II rzędu z wystarczającym przybliżeniem pozwala na oszacowanie odporności ogniowej rozpatrywanej ramy.

4.3.5. Wnioski z przeprowadzonej analizy

Przeprowadzona analiza pozwala na podkreślenie kilku istotnych zależności (Maślak i Snela, 2012a; Maślak i Snela 2012b; Maślak i Snela, 2014d):

- Wykorzystanie modelu obliczeniowego z węzłami nominalnie sztywnymi przez cały czas pożaru, przy zastosowaniu statyki pierwszego rzędu, dało oszacowanie temperatury krytycznej na poziomie $592,1^{\circ}\text{C}$. Miarodajny w tym względzie jest zatem rygiel numer „8”. Uwzględnienie realnej podatności węzłów prowadzi jednak do zupełnie innego wniosku. W tym przypadku temperatura krytyczna wynosi jedynie $541,1^{\circ}\text{C}$, a oszacowanie to odnosi się do słupa numer „3”. Taki poziom temperatury zostanie osiągnięty w pożarze znacznie wcześniej, co oznacza że odporność ogniowa ramy, wyznaczona bez analizy sztywności węzłów, a co za tym idzie preliminowany poziom bezpieczeństwa, były wyraźnie przeszacowane.
- W przypadku analizy pierwszego rzędu warto zauważyć (o czym wspomniano w rozdziale 4.3.3.2. niniejszej pracy), że wartości mnożnika obciążenia krytycznego oszacowane dla ramy z węzłami podatnymi są znacznie niższe niż te będące wynikiem obliczeń, w których założono że węzły pozostają sztywne przez cały czas trwania pożaru. W konsekwencji zarówno oszacowane długości wyboczenia w płaszczyźnie rozpatrywanej ramy, a także względne smukłości osiągają większe wartości (Rys. 4.18). Ostatecznie oszacowanie współczynnika wyboczenia sprężystego względem osi y jest znacznie bardziej restrykcyjne. Z drugiej strony, w wyniku redystrybucji momentów zginających, wartości momentu zginającego i ściskającej siły osiowej odniesione do słupa „3” i wyznaczone przy założeniu, że węzły pozostają sztywne są wyraźnie mniejsze niż te, które wyznaczono z uwzględnieniem zmieniającej się podatności węzłów (zwróćmy uwagę, że taka zasada nie jest zadowalająca w stosunku do rygla „8”).
- Zastosowanie do analizy uproszczonej teorii drugiego rzędu opartej na amplifikacji przyłożonych do konstrukcji sił poziomych daje oszacowania temperatury krytycznej mniej restrykcyjne w stosunku do tych, które wynikały z wykorzystania klasycznej statyki pierwszego rzędu. W prezentowanym przykładzie są to odpowiednio $637,7^{\circ}\text{C}$ w przypadku węzłów nominalnie sztywnych i $602,1^{\circ}\text{C}$ po uwzględnieniu podatności węzłów. Miarodajny w pierwszym przypadku jest słup nr „3”, w drugim rygiel numer „8”.

- W analizie pierwszego rzędu uwzględnienie realnej podatności węzłów w pożarze daje na ogół bardziej ostrożne oszacowania temperatury krytycznej w stosunku do tych, które wynikają z przyjęcia pełnej i niezależnej od temperatury stali sztywności węzłów. Wyjątkiem jest tu sytuacja pokazana na Rys. 4.16 po prawej stronie. Przy szacowaniu wielkości ρ_2 na podstawie równania (4.81) bierze się bowiem pod uwagę interakcję zginania i ściskania z wyboczeniem z płaszczyzny ramy, a na tym kierunku długość wyboczeniowa elementu jest równa jego długości teoretycznej.
- W przypadku zastosowania obliczeń z amplifikacją sił poziomych sytuacja jest bardziej złożona. Uwzględnienie realnej podatności węzłów w pożarze daje mniej restrykcyjne oszacowania temperatury krytycznej w odniesieniu do słupa (Rys. 4.19) ale za to bardziej restrykcyjne w stosunku do rygla (Rys. 4.20). W tego typu podejściu nie ma bowiem specyfikacji długości wyboczeniowej słupa w płaszczyźnie ramy, decydującej o odporności ogniowej ustroju w teorii pierwszego rzędu.
- Zastosowanie analizy drugiego rzędu (uproszczonej lub analizy metodą iteracyjną) daje oszacowania temperatury krytycznej mniej restrykcyjne niż te uzyskane za pomocą analizy pierwszego rzędu.

Jak widać z przedstawionych wyników wartość temperatury krytycznej odniesionej analizowanej stalowej ramy nie jest jednoznaczna, gdyż jej wartość jest silnie uzależniona od zastosowanej metodologii obliczeń. Niemniej jednak, należy podkreślić, że ten rodzaj niepewności oszacowania nie ma źródła w uproszczonym modelowaniu zjawiska pożaru, ale jest wynikiem braku zgodności między różnymi technikami stosowanymi obecnie do analizy strukturalnej.

5. Weryfikacja numeryczna MES

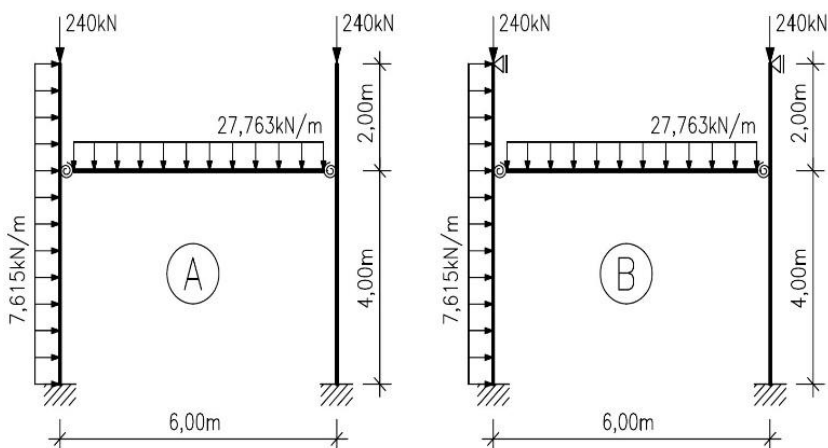
Metoda Elementów Skończonych (MES), jak opisano w rozdziale 2 niniejszej pracy, często wykorzystywana jest do symulacji zachowania w warunkach pożaru zarówno węzłów jak i całych konstrukcji nośnych. Decydujący jest tu fakt, że pozwala ona opisać zachowanie całej konstrukcji nośnej lub jej wyizolowanej części w sposób bardzo szczegółowy, a jednocześnie jest ona dużo tańsza od badań eksperymentalnych, szczególnie tych przeprowadzanych dla warunków pożaru.

W związku z powyższym w niniejszej pracy wykorzystano MES do analizy zachowania się w warunkach pożaru klasycznego podukładu konstrukcyjnego typowej ramy stalowej, prowadzonej pod kątem obserwacji generowanego w tym ustroju przez bezpośrednią ekspozycję ogniową procesu redystrybucji sił wewnętrznych. Chodzi w szczególności o powiązanie tego procesu z obserwowanym i zmieniającym się w pożarze poziomem deformacji elementów badanej ramy, tak aby możliwe było wskazanie słabych punktów konstrukcji ze względu na zagrażający jej pożar, a zagrożenia tego typu trudno rozpoznać jeśli do analizy stosuje się wyłącznie uproszczone podejścia analityczne.

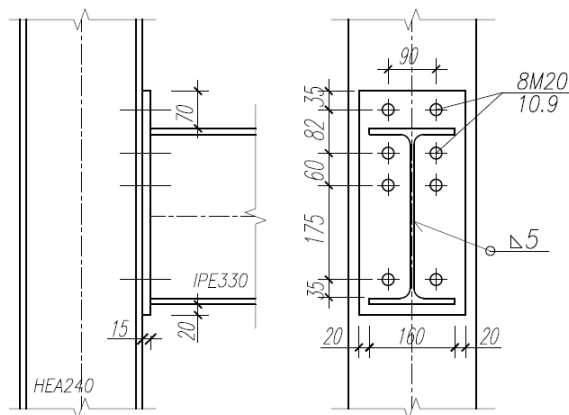
Opisywaną w niniejszym rozdziale analizę MES wykonano za pomocą oprogramowania *Autodesk Simulation Mechanical 2015*.

5.1. Analizowany podukład konstrukcyjny

Analizie poddano typowy podukład ramy stalowej o wymiarach i sposobie obciążenia pokazanych na Rys. 5.1 (*Maślak, Pazdanowski, Snela, 2015b; Maślak, Pazdanowski, Snela, 2016*). Rozpatrzono dwa warianty schematu statycznego, oznaczone symbolami A i B. Różnią się one sposobem podparcia górnych węzłów słupów. W wariancie A (Rys. 5.1) zapewniono pełną swobodę przemieszczania się tych węzłów w płaszczyźnie wyznaczonej przez niezdeformowaną konfigurację badanej ramy. Możliwa jest zatem w tej płaszczyźnie zarówno ich translacja horyzontalna jak i przesuw pionowy, a także złożenie obu tych przemieszczeń. Pozostają one jednak przez cały czas pożaru skutecznie stężone w kierunku prostopadłym, tak że w efekcie tego stężenia nie mogą wyjść poza tak zdefiniowaną płaszczyznę. Oczywiście, zablokowanie możliwości ruchu na tym kierunku samych tylko węzłów słupów ramy, zarówno tych górnych jak i dolnych (w tym drugim przypadku na skutek zastosowanego utwierdzenia podporowego), nie zapobiega potencjalnemu zagrożeniu wystąpienia giętnego wyboczenia tych słupów z płaszczyzny rozpatrywanego ustroju jak i innym przestrzennym formom ich niestateczności. W wariancie B (Rys. 5.1) górnym węzłom słupów pozostawiono jedynie swobodę przesuwu pionowego przy zablokowanej możliwości jakiegokolwiek translacji poziomej. Stężenie tych węzłów na kierunku prostopadłym do płaszczyzny wyznaczonej przez niezdeformowaną konfigurację ramy pozostało analogiczne jak w wariancie A.



Rys. 5.1. Rozpatrywane w pracy warianty stalowego podukładu ramowego. W wariantie A zapewniono swobodę przemieszczeń górnych węzłów słupów w płaszczyźnie ramy, w wariantie B natomiast jedynie swobodę przesuwu pionowego w tej samej płaszczyźnie. Na rysunku pominięto oznaczenie istniejącego stężenia górnych węzłów słupów na kierunku prostopadłym do płaszczyzny ramy



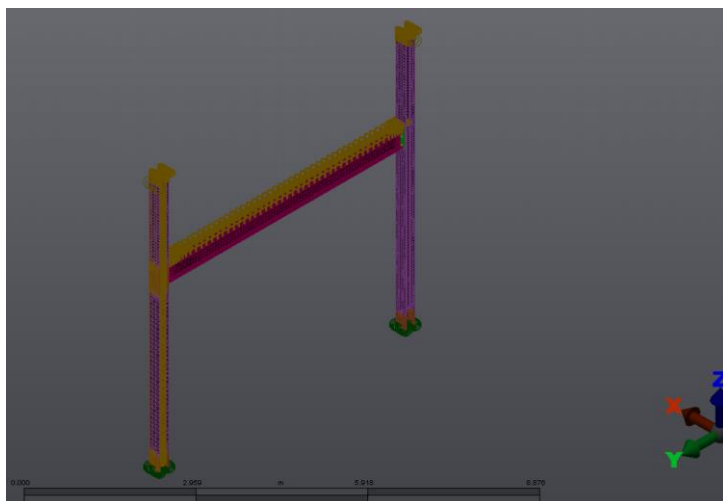
Rys. 5.2. Schemat i wymiary podatnego węzła doczołowego łączącego rygiel ze słupami w obu wariantach analizowanego stalowego podukładu ramowego

W obu wariantach analizowanego w pracy stalowego podukładu ramowego połączenie rygla ze słupami realizowane jest przez podatny węzeł doczołowy o schemacie i wymiarach pokazanych na Rys. 5.2. Po przyłożeniu do rozpatrywanych podukładów zestawu obciążeń pokazanych na Rys. 5.1 zarówno słupy jak i rygle zostają poddane bezpośredniej ekspozycji ogniowej. Przebiega ona w taki sposób, że w dowolnej chwili pożaru temperatura we wszystkich

elementach ramy jest jednakowa i wyrównana, tak na całej ich długości jak i w dowolnym przekroju poprzecznym. Narasta przy tym monotonicznie wraz z rozwojem pożaru. Trzeba jednak zaznaczyć, że akceptacja założenia o proporcjonalnym wzroście temperatury w elementach stalowych jest znaczącym uproszczeniem analizy. W praktyce bowiem słupy i rygle nagrzewają się w różnym tempie, mają bowiem różne przekroje poprzeczne. Niemniej jednak dla dalszych rozważań szczególnie istotny wydaje się generalny wniosek, że w wariancie B stopień skrępowania potencjalnych przemieszczeń elementów ramy generowanych w pożarze na skutek narastających ze wzrostem temperatury stali odkształceń termicznych jest wyraźnie większy niż w wariancie A. Tego typu różnica w sposób oczywisty prowadzi do indukowania się w układzie w warunkach pożaru sił wewnętrznych o większych wartościach.

5.2. Opis modelu numerycznego oraz algorytmu obliczeniowego

Analizowany podukład ramowy opisano modelem bryłowym za pomocą oprogramowania *Autodesk Simulation Mechanical 2015* (Rys. 5.3). Dyskretyzacji modelu dokonano automatycznie. Model został podzielony na 64025 trójwymiarowych elementów skończonych typu solid o kształcie sześciianu (hexahedra) i czworościanu (tetrahedra) bez środkowych węzłów (*mid-side*). Bezpośrednio w programie egzekwowano zagęszczenie siatki w otoczeniu punktów „krytycznych” (strefa kontaktu, naroża, otoczenie podpór) dostosowując średni rozmiar elementu skończonego indywidualnie do wymiarów każdego z elementów konstrukcji, w wyniku czego uzyskano od 300 (w przypadku śrub i nakrętek) do 12800 (w przypadku dolnej części prawego słupa) elementów skończonych (Rys. 5.3, Rys. 5.4).

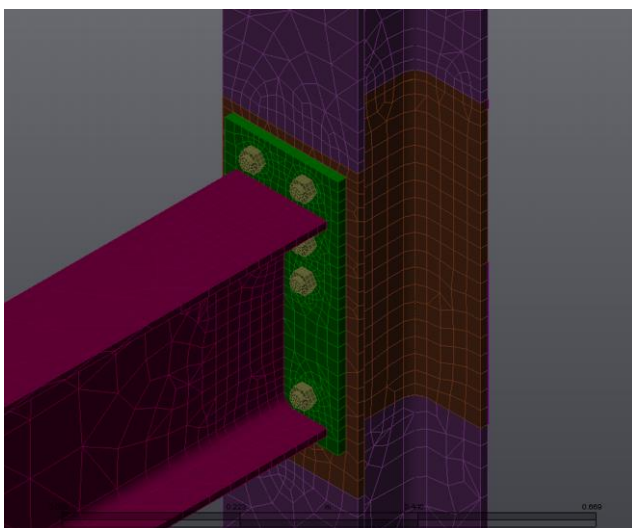


Rys. 5.3. Model numeryczny MES analizowanego podukładu ramowego

W odniesieniu do właściwości materiału, zastosowano termoplastyczny model stali z podstawowymi parametrami określonymi dla stali niskowęglowej gatunku S235. Założono, że właściwości stali takie jak granica plastyczności, moduł *Younga* oraz współczynnik rozszerzalności cieplnej zmieniają się wraz ze wzrostem temperatury zgodnie z zależnościami podanymi w normie PN-EN 1993-1-2.

Obciążenie ciężarem własnym przyłożono jako grawitacyjne w formie sił masowych, pozostałe obciążenia zadeklarowano jako obciążenie ciśnieniem rozłożonym równomiernie na górnej powierzchni rygla i na powierzchni pasa lewego słupa.

Analiza podukładu ramowego przebiegała dwuetapowo. Najpierw w 80 następujących po sobie krokach analizowaną konstrukcję obciążono statycznie obciążeniem równomiernie rozłożonym. Następnie w drugim etapie, do wstępnie odkształconej ramy przyłożono obciążenie termiczne. Założono, że cała rama ogrzana jest równomiernie. Obciążenie temperaturą nastąpiło również w 80 kolejnych krokach, od wartości 20°C do wartości 500°C.



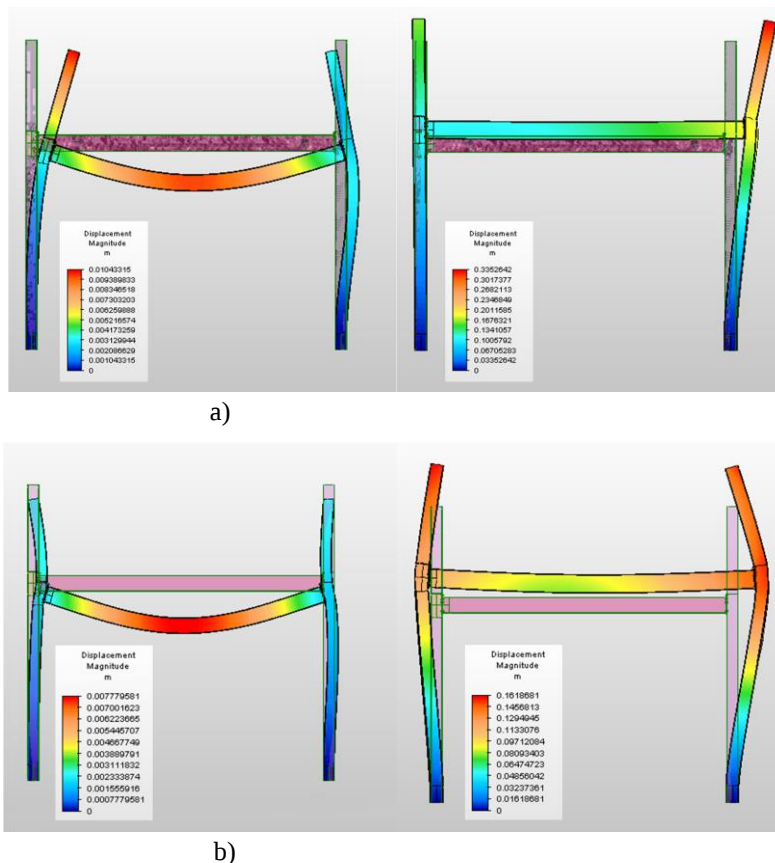
Rys. 5.4. Siatka MES w pobliżu węzła

Ze względu na przewidywane duże odkształcenia w termicznej części analizy, w obu etapach obliczeń zastosowano interpolację (funkcję kształtu) *Lagrange'a*. Obliczenia w każdym kroku przerywane były gdy wartość przemieszczenia osiągała wartość graniczną wynoszącą 0,0005. W celu skrócenia czasu analizy kontakt *surface to surface* typu *frictionless* uwzględniono tylko pomiędzy blachą czołową, a pasem słupa, zezwalając na wzajemne przemieszczanie się powierzchni oraz ich separację. W przypadku pozostałych elementów konstrukcji założono, że są one skleione (kontakt typu *bonded*).

5.3. Analiza uzyskanych wyników

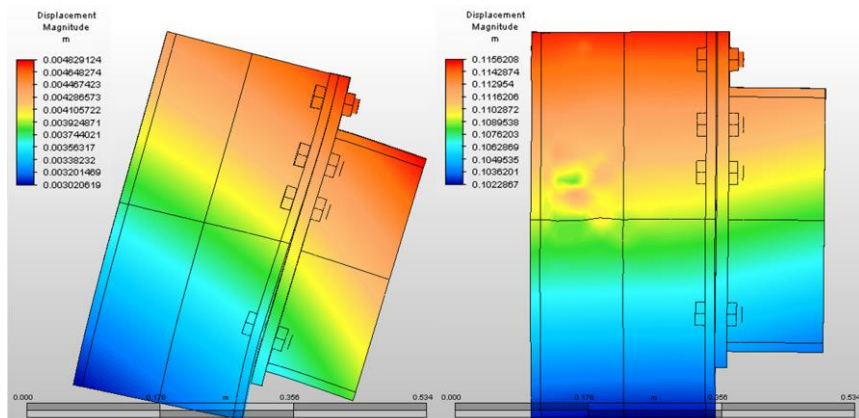
5.3.1. Deformacje elementów konstrukcji oraz obroty i przemieszczenia w przekrojach przywęzłowych

Zachowanie badanych podukładów w warunkach pożaru zilustrowano na Rys. 5.5 przez porównanie zdeformowanej konfiguracji odpowiedniej ramy, zidentyfikowanej bezpośrednio po przyłożeniu do niej obciążeń zewnętrznych zestawionych na Rys. 5.1 (rysunki zamieszczone z lewej strony Rys. 5.5a i Rys. 5.5b), ze zdeformowaną konfiguracją tej samej ramy ustaloną po dodatkowym równomiernym ogrzaniu wszystkich elementów rozpatrywanego ustroju do temperatury stali równej 500°C (rysunki zamieszczone po prawej stronie Rys. 5.5a i Rys. 5.5b).

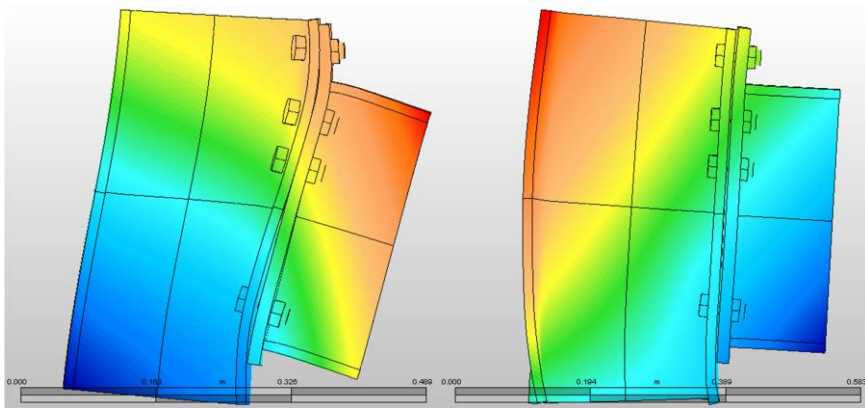


Rys. 5.5. Deformacje w rozpatrywanych podukładach. Rys. 5.5a dotyczy wariantu A z Rys. 5.1 natomiast Rys. 5.5b – wariantu B. Po lewej stronie pokazano deformacje uzyskane po przyłożeniu jedynie zestawu obciążeń z Rys. 5.1, po prawej stronie natomiast – po dodatkowym nagraniu wszystkich elementów ramy do temperatury stali równej 500°C

Pomimo różnic w wyskalowaniu porównywanych ze sobą konfiguracji łatwo zauważyć, że wpływ pożaru w obu wariantach uwidacznia się przez rozepchanie słupów i podniesienie rygła. To oczywisty skutek wystąpienia w elementach ramy odkształceń wynikających z realizacji wydłużalności termicznej stali. W obu wariantach obrotowi osi słupa w przekroju węzłowym skutkującemu równoczesnym obrotem osi rygła, takim że kąt pomiędzy obiema obróconymi osiami pozostaje kątem prostym, towarzyszy dodatkowy obrót wynikający z podatności samego węzła



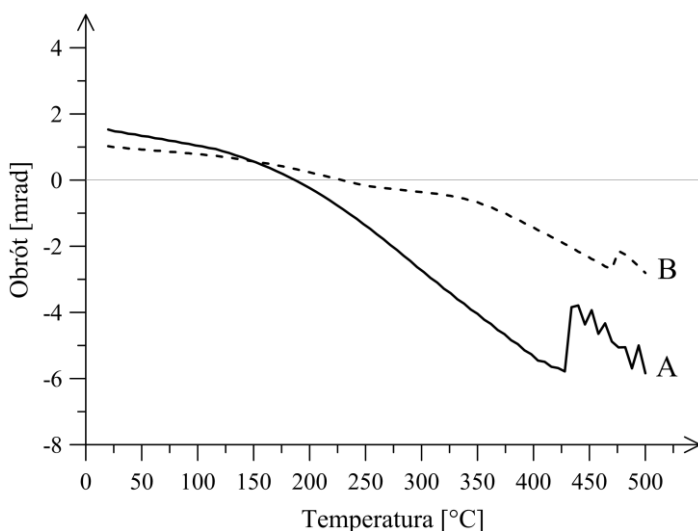
a)



b)

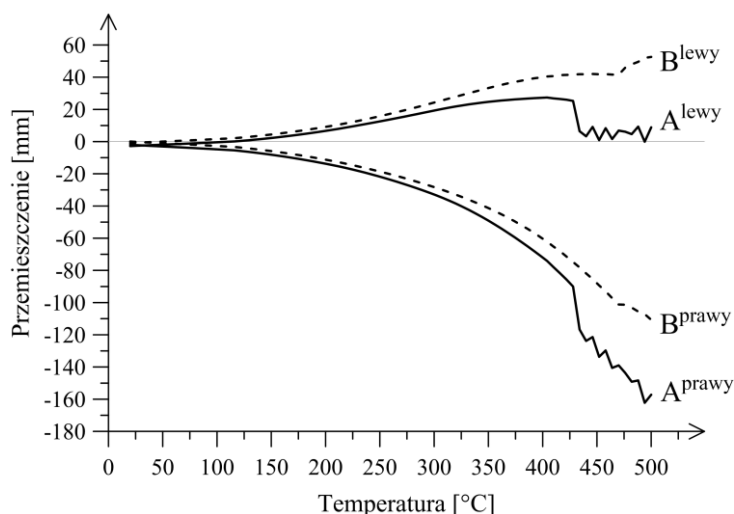
Rys. 5.6. Odkształcona konfiguracja lewego węzła ramy. Rys. 5.6a dotyczy wariantu A podkładu z Rys. 5.1 natomiast Rys. 5.6b – wariantu B. Po lewej stronie Rys. 5.6a i Rys. 5.6b zaznaczono konfiguracje węzła uzyskane po przyłożeniu do rozpatrywanego ustroju jedynie zestawu obciążeń zewnętrznych pokazanego na Rys. 5.1, po prawej stronie Rys. 5.6a i Rys. 5.6b natomiast, konfiguracje węzła odniesione do sytuacji dodatkowego nagrzania elementów ramy do temperatury stali równej 500°C

Rozważmy najpierw sytuację sprzed rozgorzenia pożaru, to znaczy taką, której odpowiada odkształcona konfiguracja ramy pokazana na Rys. 5.5a i Rys. 5.5b po lewej stronie. Jeśli na rozpatrywany układ działałyby jedynie przyłożone do rygła równomiernie rozłożone obciążenia pionowe to osią obrotu wynikającego z podatności węzła byłaby górna krawędź blachy czołowej (lub ewentualnie oś górnego pasa rygła) a węzeł „otwierałby się” dołem. Z drugiej strony skutkiem działania samego tylko równomiernie rozłożonego obciążenia poziomego byłby przeciwny obrót podatnego węzła, o osi w dolnej krawędzi blachy czołowej (lub, przy innych proporcjach wymiarów, w osi dolnego pasa rygła), z „otwieraniem” górnej części węzła. Złożenie obu wpływów dało w analizie prezentowanej w niniejszej pracy wypadkowy obrót pokazany na Rys. 5.6a i Rys. 5.6b po lewej stronie. Zauważmy, że oś tego wypadkowego obrotu ustaliła się mniej więcej na poziomie osi górnego pasa rygła. Stopniowe ogrzewanie elementów ram powodowało jednak zanikanie tego typu obrotu i, w konsekwencji, zmianę jego kierunku (a zatem i znaku). Na Rys. 5.6a i Rys. 5.6b po prawej stronie pokazano ten sam odkształcony węzeł ale odpowiadający sytuacji po nagraniu wszystkich elementów ramy do temperatury 500°C. Jak widać, w tym przypadku, zwłaszcza w odniesieniu do podukładu z wariantu B, oś obrotu podatnego węzła ustaliła się na poziomie dolnej krawędzi blachy czołowej rygła (przy porównywaniu wskazanych powyżej rysunków należy uwzględnić różne skalowanie deformacji w zależności od rozpatrywanej sytuacji projektowej). Przebieg zmian wartości i kierunku kąta obrotu podatnego lewego węzła rozpatrywanego podukładu w relacji do temperatury elementów ramy pokazano szczegółowo na Rys. 5.7.



Rys. 5.7. Zmiana wartości i kierunku kąta obrotu wynikającego z podatności lewego węzła rozpatrywanego podukładu w relacji do temperatury elementów ramy

Ważnym z punktu widzenia analizy redystrybucji sił wewnętrznych w rozpatrywanym podukładzie jest rozeznanie co do poziomych przemieszczeń słupów (zarówno lewego jak i prawego) w przekrojach przywęzłowych. Narastają one monotonicznie ze wzrostem temperatury elementów ramy co jest skutkiem coraz silniejszego rozpychania się rygla pomiędzy słupami. Tempo wzrostu siły tego rozpychania utrzymuje się na wysokim poziomie jedynie w początkowej fazie pożaru. Przy wyższych wartościach temperatury stali przyrost siły rozpychającej ulega bowiem znacznemu osłabieniu. W takiej sytuacji ugięcia rygla są już na tyle duże, że w znacznej części kompensują rozpychanie słupów ściągając węzły niejako „do wewnątrz” ramy. Wartość przemieszczenia poziomego słupa w przekrojach przywęzłowych decyduje o wartości momentu zginającego generowanego w takim słupie, co zostanie szczegółowo przeanalizowane w dalszej części pracy. Zależność poziomych przemieszczeń słupów ramy, odpowiednio lewego i prawego, mierzonych w przekrojach przywęzłowych, od temperatury stali w elementach ramy pokazano na Rys. 5.8. Większa wartość przemieszczenia poziomego po stronie prawego słupa ramy jest wynikiem działania poziomego obciążenia zewnętrznego (Rys. 5.1). Zauważmy jednak, że w wariancie A horyzontalny przesuw w poziomie rygla nie jest w zasadzie w żaden sposób krępowany, czego wyrazem jest duże przemieszczenie w węźle prawym i bardzo mała wartość przemieszczenia lewego węzła (Rys. 5.5a). Z drugiej strony, skrępowanie górnych końców słupów, zarówno lewego jak i prawego, w wariancie B daje bardziej równomierny rozdział przemieszczeń po lewej i prawej stronie ramy (Rys. 5.5b).



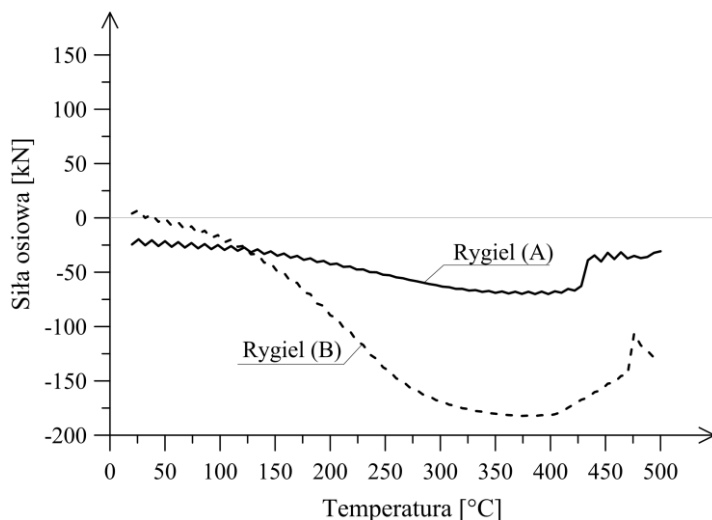
Rys. 5.8. Zależność pomiędzy przemieszczeniami poziomymi słupów rozpatrywanego podukładu, mierzonymi w przekrojach przywęzłowych, i temperaturą stali w elementach ramy. Pokazano wyniki uzyskane dla wariantu A i dla wariantu B, odpowiednio dla słupa lewego i słupa prawego. Za dodatnie uznaje się przemieszczenie skierowane w lewo

5.3.2. Siły wewnętrzne w nagrzewanych elementach ramy

Kluczowym z punktu widzenia niniejszej analizy jest rozważenie zmian zachodzących w czasie pożaru w rozkładzie sił wewnętrznych generowanych w elementach rozpatrywanej ramy na skutek nagrzewania się stali. Chodzi tu w szczególności o w miarę precyzyjną obserwację najpierw narastania, a następnie powolnego słabnięcia osiowej siły ściskającej rygiel i rozpychającej słupy oraz towarzyszących tych zmianom wahań wartości siły poprzecznej w słupach, bezpośrednio powyżej i poniżej przekroju węzłowego. Konsekwencją tego rodzaju redystrybucji są odpowiednie zmiany w rozkładzie momentów zginających rygle i słupy. Ze względu na specyfikę analizy prowadzonej przy zastosowaniu modelu numerycznego do specyfikacji poszczególnych wartości, kierunków i zwrotów sił wewnętrznych wyróżnia się trzy miarodajne przekroje poprzeczne zlokalizowane odpowiednio:

- dla rygla – po prawej stronie lewego węzła ramy,
- dla lewego słupa dolnego – poniżej przekroju węzłowego,
- dla lewego słupa górnego – powyżej przekroju węzłowego.

Jak widać w dalszej analizie prezentowane będą wyniki dotyczące jedynie lewego węzła rozpatrywanej ramy. Oczywiście, wskazane powyżej przekroje nie są związane z osiami symetrii nieodkształconych słupów i rygli. Są one bowiem w każdym przypadku odsunięte od tych osi na odległość około 25 cm, tak jak to pokazano na Rys. 5.6. Z tego względu przy analizie zamieszczonych poniżej wartości sił wewnętrznych nie jest możliwa bezpośrednia weryfikacja stanu równowagi węzła.

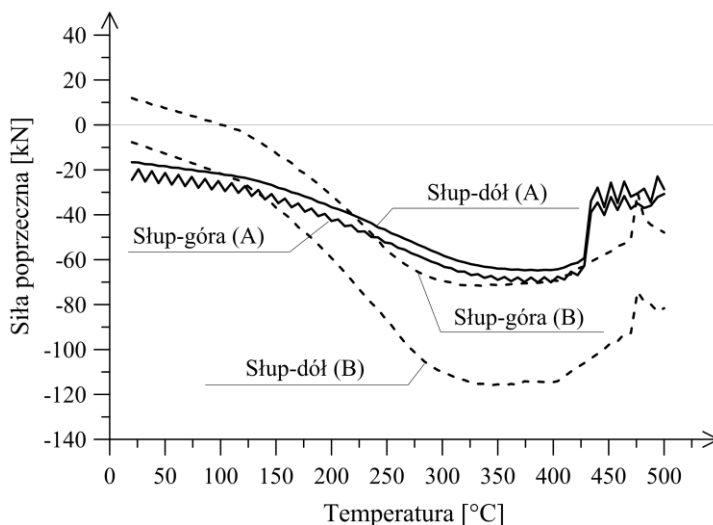


Rys. 5.9. Zależność pomiędzy siłą osiową indukowaną w ryglu rozpatrywanego podukładu, a temperaturą stali w elementach ramy. Pokazano osobno relację uzyskaną dla wariantu A i dla wariantu B z Rys. 5.1

Na Rys. 5.9 pokazano zależności pomiędzy siłą osiową indukowaną w ryglu i temperaturą stali, przy czym znak minus oznacza siłę ściskającą.

Z oczywistych względów osiowa siła ściskająca indukowana w ryglu w wariancie B rozpatrywanego podukładu jest znacząco większa. Podparte górą i dołem słupy ramy mają w tym przypadku znacznie większą sztywność giętną, co oznacza, że trudniej je rozepchnąć. Większy stopień skrępowania potencjalnych przemieszczeń elementów ramy realizowanych w warunkach pożaru bezpośrednio przekłada się na indukowanie sił wewnętrznych o znacząco większych wartościach, co nie jest niespodzianką. Zauważmy przy tym, że tempo przyrostu wartości siły ściskającej stosunkowo szybko zaczyna ulegać osłabieniu a przy temperaturze rzędu 400°C wartość tej siły zaczyna maleć. Taki poziom temperatury trzeba skojarzyć z faktem początku redukcji granicy plastyczności stali (zgodnie z normą *PN EN 1993-1-2*). Sztywność giętna rygla ulega zatem od tego momentu stopniowemu i coraz bardziej intensywnemu osłabieniu. Efektem takiego osłabienia są szybko przyrastające ugięcia, a to z kolei prowadzi do kompensowania rozpychania słupów przez równoczesne ściąganie węzłów „do wewnątrz” ramy (*pull-in effect*).

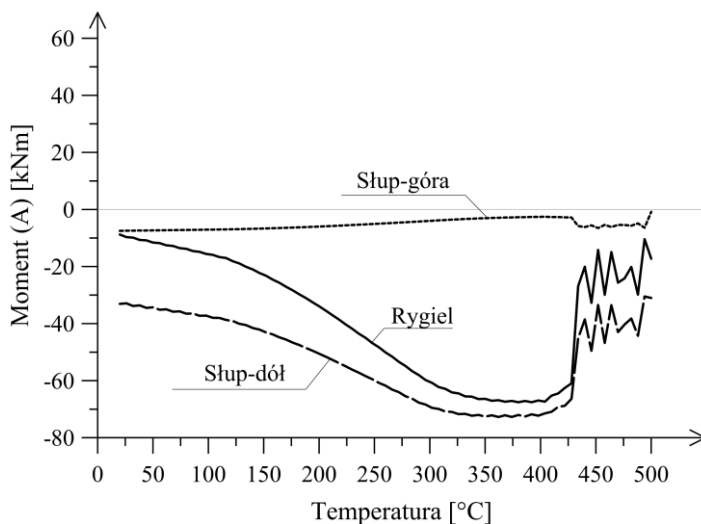
Wyniki zaprezentowane na Rys. 5.9 warto skojarzyć z zależnością pomiędzy siłą poprzeczną indukowaną w pożarze w przekrojach przywęzłowych wyspecyfikowanych odpowiednio dla górnego i dolnego słupa po lewej stronie rozpatrywanej ramy. Relacje te pokazano szczegółowo na Rys. 5.10.



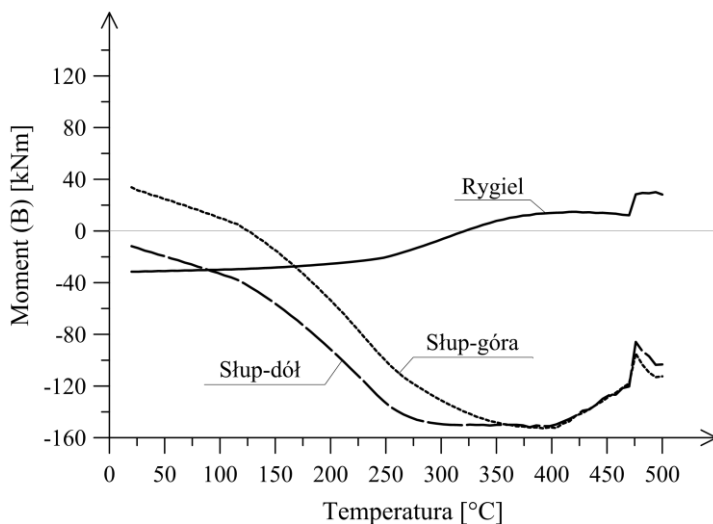
Rys. 5.10. Zależność pomiędzy siłą poprzeczną indukowaną w pożarze w przekrojach przywęzłowych, w górnej i w dolnej części lewego słupa rozpatrywanej ramy, a temperaturą stali. Pokazano osobno relacje odnoszące się do wariantu A i do wariantu B podukładu z Rys. 5.1

W wariancie A różnice pomiędzy wartościami siły poprzecznej wyspecyfikowanymi dla górnej i dolnej części słupa są bardzo małe. Wynika to z podobnie małej wartości indukowanej w ryglu i rozpychającej słupy osiowej siły ściskającej. Wniosku tego nie można bezkrytycznie odnosić do wyników analizy ramy z wariantu B. Tutaj bowiem do ogólnego bilansu sił dokłada się stosunkowo duża pozioma reakcja podporowa z górnej części słupa. Niemniej jednak dla obu wariantów prawdziwy jest ogólny wniosek, że osłabieniu tempa przyrostu osiowej siły ściskającej rygiel towarzyszy równoczesne osłabienie tempa przyrostu wartości siły poprzecznej, zarówno w górnej jak i w dolnej części słupa. Poza tym, w oczywisty sposób wartość siły poprzecznej uzyskana dla ramy z wariantu B jest znacząco większa od tej, którą otrzymano dla ramy z wariantu A. To także konsekwencja większego w tym przypadku stopnia skrępowania potencjalnych przemieszczeń elementów, indukowanych w pożarze na skutek narastającej temperatury stali.

Wyniki prezentowane na Rys. 5.9 i Rys. 5.10 pozwalają na bardziej jednoznaczną i precyzyjną interpretację procesu redystrybucji momentów zginających w elementach rozpatrywanej ramy, poddanych bezpośredniej ekspozycji ogniowej. Proces ten pokazano szczegółowo, w relacji do narastającej temperatury stali, odpowiednio na Rys. 5.11 – dla podukładu z wariantu A (Rys. 5.1) i na Rys. 5.12 – dla podukładu z wariantu B. Zastosowano przy tym tradycyjną konwencję znakowania momentów zginających. Przypomnijmy, że w odniesieniu do momentu zginającego rygiel na obu wykresach chodzi o wartość przywęzłową tego momentu, nie zaś o tę odnoszoną do środka rozpiętości belki.



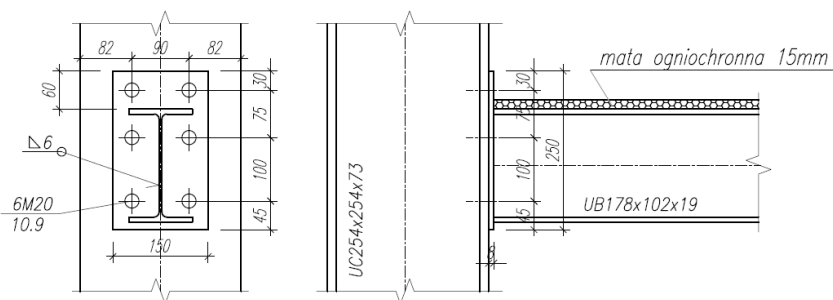
Rys. 5.11. Redystrybucja momentów zginających w przekrojach przywęzłowych wyspecyfikowanych dla lewego węzła podukładu ramowego rozpatrywanego w wariancie A (Rys. 5.1)



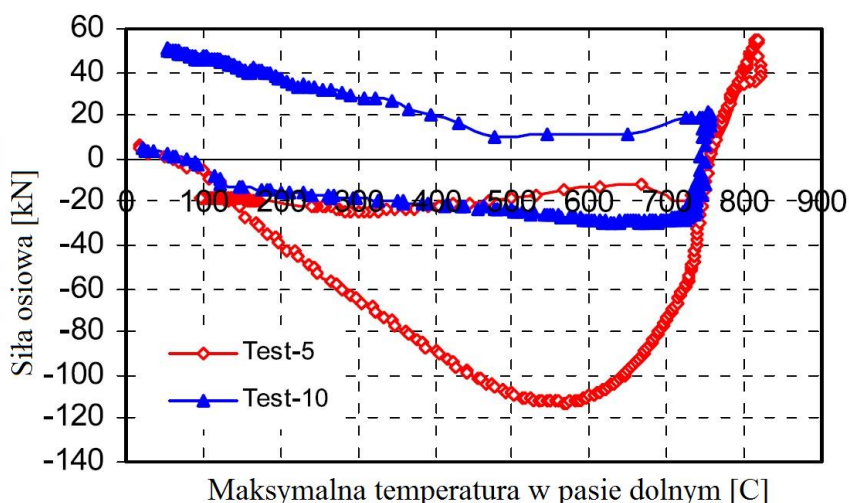
Rys. 5.12. Redystrybucja momentów zginających w przekrojach przywęzłowych wyspecyfikowanych dla lewego węzła podukładu ramowego rozpatrywanego w wariancie B (Rys. 5.1)

Porównanie wyników pokazanych na Rys. 5.11 z tymi z Rys. 5.12 pozwala na oczywistą konstatację, że w przypadku wariantu B wartości indukowanych w ramie momentów zginających są wyraźnie większe, co wynika z większego stopnia skrępowania potencjalnych przemieszczeń elementów poddanych ekspozycji ogniowej. Ciekawszy wydaje się jednak wniosek dotyczący jakościowych różnic w samym przebiegu redystrybucji momentów zginających. W podukładzie realizowanym w wariancie A górne części słupów mają przez cały czas pożaru pozostawioną pełną swobodę przemieszczeń w płaszczyźnie ramy. Z tego względu momenty zginające indukowane w tej części konstrukcji są bardzo małe. W dodatku maleją one ze wzrostem temperatury stali. Redystrybucja momentów zginających w tego typu konstrukcji polega zatem na tym, że prawie cały moment z dolnej części słupa przekazywany jest na rygiel. Z odwrotną sytuacją mamy do czynienia w podukładzie realizowanym w wariancie B (Rys. 5.1), w którym górne części słupów mają w pożarze pozostawioną jedynie swobodę przesuwu pionowego. W tym przypadku przez cały czas pożaru prawie cały moment zginający z słupa dolnego przekazywany jest na słup górny. Ponadto w obu wariantach (A i B) rozpatrywanego podukładu jeśli tylko temperatura stali osiągnie poziom mniej więcej 400°C obserwowana jest stopniowa redukcja wartości momentów zginających. Efekt ten jest konsekwencją postępującego osłabiania się stali konstrukcyjnej, wynikającego z obniżania się w wysokiej temperaturze stali wartości charakteryzującej ją granicy plastyczności. Zgodnie z rekomendacjami zawartymi w normie *PN-EN 1993-1-2* tego typu osłabienie zaczyna być ilościowo znaczące właśnie przy tej wartości temperatury stali.

Na Rys. 5.14 pokazano zależności siła osiowa w ryglu – temperatura stali będące rezultatem badań przeprowadzonych przez Y. C. Wanga z zespołem (Wang Y. C. i in., 2011). Jak opisano w rozdziale 2.2. przeprowadzili oni serię badań doświadczalnych podukładu ramowego, mających na celu określenie wpływu rodzaju węzła na zachowanie stalowej ramy. W swojej pracy badali oni wpływ 5 rodzajów połączeń, w tym także połączeń z wystającą blachą czołową, które zastosowano w analizowanym w niniejszej pracy modelu MES. Na Rys. 5.13 zaprezentowano zależności siła osiowa w ryglu – temperatura rygla uzyskane dla połączeń z wystającą blachą czołową. Kolorem czerwonym oznaczono relacje siła osiowa w ryglu – temperatura stali uzyskaną dla węzła stanowiącego połączenie kształtowników UB 178x102x19 i UC 254x254x73, zaś kolorem niebieskim elementów wykonanych z profili UB 178x102x19 i UC 152x152x23. Oczywiście, nie można bezpośrednio porównywać wyników raportowanych w pracach (Maślak, Pazdanowski, Snela, 2015b; Maślak, Pazdanowski, Snela, 2016) z rezultatami uzyskanymi przez Y.C. Wanga z zespołem (Wang Y.C. i in., 2011) gdyż w obu badaniach zastosowano inną geometrię ramy, inną specyfikę samych połączeń, a także obciążano układ konstrukcyjny innym zestawem obciążeń. Ponadto Y.C. Wang ogrzewał badaną przez siebie ramę aż do jej zniszczenia, a następnie monitorował jej zachowanie się w fazie stygnięcia, zaś model analizowany szczegółowo w niniejszym rozdziale przewidywał ogrzanie rozpatrywanego układu ramowego jedynie do temperatury 500°C. Niemniej jednak w obu przypadkach można zauważyć podobny trend w zachowaniu się poszczególnych elementów konstrukcyjnych. I tu i tu początkowo rygiel ramy jest rozciągany, jednak z uwagi na ograniczenie swobody termicznie indukowanych odkształceń w ryglu pojawia się siła ściskająca, która narasta wraz ze wzrostem temperatury stali. Wraz z redukcją w temperaturze pożarowej właściwości mechanicznych stali konstrukcyjnej następuje stopniowe hamowanie tempa wzrostu siły ściskającej. W końcu jej wartość zaczyna gwałtownie maleć, siła zmienia znak i staje się osiową siłą rozciągającą. Na Rys. 5.14 uwidacznia się również wpływ sztywności elementów ograniczających rygiel. Co prawda, w badaniu przeprowadzonym przez Y.C. Wanga z zespołem górnym węzłom słupów zezwolono na przesuw poziomy, jednak w testach, których wyniki pokazano na Rys. 5.14 zastosowano różne przekroje słupów, przy takim samym profilu rygla. Jak widać (Rys. 5.14), w przypadku słupów wykonanych z profili o większej sztywności (wykres oznaczony kolorem czerwonym) w ryglu generowana jest znacznie większa siła osiowa, co oczywiście wynika z faktu, że potrzebna jest większa wartość tego rodzaju siły aby mógł on przeciwstawić się założonemu skrępowaniu.



Rys. 5.13. Węzeł doczołowy z wystającą blachą czołową analizowany w pracy Wang Y.C. i in., 2011



Rys. 5.14. Wykresy zależności siła osiowa generowana w ryglu - temperatura elementów ramy uzyskane dla węzłów z wystającą blachą czołową (według Wang Y.C. i in., 2011)

5.3.3. Opracowanie charakterystyki moment-obrót

Podstawową rolę dla przebiegu w warunkach pożaru procesu redystrybucji sił wewnętrznych w elementach rozpatrywanego układu ramowego odgrywa podatność samego węzła, zmieniająca się zresztą ze wzrostem temperatury stali. Efekt malejącej z rozwojem pożaru sztywności węzła na uzyskiwaną z obliczeń odporność ogniową całej ramy jest z reguły zaniedbywany w obliczeniach. Jak wykazano w rozdziale 4, tego typu uproszczenie może prowadzić do znacznych przeszacowań prognozowanej odporności. Ilościowe i jakościowe uwzględnienie w analizie bezpieczeństwa odniesionej do warunków pożaru narastającej wraz z rosnącą temperaturą stali podatności węzła wymaga wcześniejszego rozpoznania

jego charakterystyki $M - \varphi$, zależnej od temperatury samego węzła. W niniejszej pracy pokazano uzyskaną dla każdego z rozpatrywanych wariantów podukładu (A i B) relację pomiędzy kątem obrotu podatnego węzła, a temperaturą stali (Rys. 5.7). Odnosi się ona jednak do ustalonego wcześniej poziomu obciążenia zewnętrznego. Poszczególnym wartościom temperatury z Rys. 5.7 można zatem przypisać odpowiednią wartość momentu zginającego węzeł. W tego typu analizie nie chodzi jednak, o zestawienie odpowiadających sobie par wyników moment zginający – temperatura stali ale o wygenerowanie dla dowolnej zadanej wartości temperatury stali krzywej obrazującej relację moment zginający – kąt obrotu. Uzyskanie tego typu wyniku możliwe jest jednak dopiero po zmianie procedury obliczeniowej. W analizie prezentowanej w niniejszej pracy odpowiedni numeryczny model konstrukcji obciąża się najpierw zestawem obciążeń zewnętrznych pokazanym na Rys. 5.1, a następnie poddaje bezpośredniej ekspozycji ogniowej, takiej która skutkuje monotonicznym narastaniem temperatury stali w elementach badanej ramy. Zmiana procedury obliczeniowej sprowadzałaby się w tym przypadku do zadawania kolejnych wartości temperatury stali i ustalania dla każdej z tych wartości odpowiedzi rozpatrywanego ustroju nośnego na oddziaływanie na niego zadanego zestawu obciążeń zewnętrznych (Rys. 5.1) o narastającej intensywności.

6. Podsumowanie

6.1. Uwagi końcowe

Szczegółowa analiza zachowania się w warunkach pożaru stalowej ramy przechyłowej, zaprezentowana w rozdziale 4 niniejszej pracy i dyskutowana między innymi podczas międzynarodowej konferencji ICASS 2015 (Lizbona, Portugalia, 21-24.07.2015) (*Maślak, Snela, 2015b*), pozwala na stwierdzenie, że wpływ zmieniającej się wraz z temperaturą elementów nośnych podatności węzłów na realną odporność ogniową badanej ramy jest znaczący a jego pomijanie w obliczeniach prowadzi do nadmiernie optymistycznego oszacowania bezpieczeństwa. Różnice w wyznaczonej temperaturze krytycznej skojarzonej z osiągnięciem przez badaną ramę stanu granicznego nośności dochodziły do kilkudziesięciu stopni Celsjusza, a to przekładało się na kilkudziesięciominutowe przewartościowanie czasu, przez który konstrukcja nośna poddana dodatkowemu oddziaływaniu temperatury pożarowej może bezpiecznie przenosić przyłożone do niej obciążenia. Stąd wniosek, że wybrane do analizy zadanie badawcze ma duże znaczenie nie tylko poznawcze ale i praktyczne. Opracowanie na tym polu jednoznacznej metodyki analizy pozwalającej na wiarygodne wnioskowanie o realnym poziomie bezpieczeństwa wydaje się zatem sprawą niewątpliwie oczekiwaną przez ekspertów, którzy jak dotąd nie dysponują odpowiednim narzędziem formalnym do uwzględniania opisywanego powyżej wpływu.

W rozważaniach zaprezentowanych w niniejszej pracy autorka starała się potwierdzić założoną na wstępie tezę zgodnie z którą:

„W obecnym stanie wiedzy istnieje możliwość wiarygodnego i formalnie jednoznacznego opisu zmieniającej się w pożarze podatności węzła. Można to uczynić przy pomocy zbioru relacji $M - \phi$ z których każda odniesiona będzie do zadanej temperatury węzła. Tego typu relacje posłużą do iteracyjnego wyznaczenia odporności ogniowej eksponowanej na ogień stalowej ramowej konstrukcji nośnej”.

W tym celu w pierwszej części pracy (Rozdział 2) omówiony został aktualny stan wiedzy, dostępny w profesjonalnej literaturze przedmiotu i odniesiony do próby opisu zmieniającej się wraz z narastającą temperaturą stali sztywności węzłów ramy nośnej oraz do oceny wpływu tego efektu na zachowanie się tej ramy w warunkach realnie zagrażającego jej pożaru. W ocenie autorki prognozowanie poziomu bezpieczeństwa jedynie na podstawie dostępnej wiedzy zinventoryzowanej w niniejszej pracy jest trudne z uwagi na niekompletność i wzajemną niekompatybilność proponowanych modeli formalnych. Ze względu na brak możliwości zarówno finansowych jak i przede wszystkim lokalowych i organizacyjnych niezbędnych do przeprowadzenia własnych badań doświadczalnych autorka podjęła próbę zestawienia wyników tego typu specjalistycznych eksperymentów prowadzonych w wiodących laboratoriach

na świecie, wyspecjalizowanych w badaniach nakierowanych na specyfikację odporności pożarowej złożonych podukładów konstrukcyjnych. Do opisu i szczegółowej analizy wybrano jedynie te badania, które bezpośrednio lub co najmniej w sposób pośredni wiązały się z dążeniem do oceny podatności węzłów ekspozowanych na temperaturę pożarową. Wydaje się, że zestaw badań przytoczonych i przedyskutowanych w niniejszej pracy jest w miarę kompletny jeśli odnieść je do typów węzłów analizowanych przez autorkę. Trzeba podkreślić, że niektóre z omawianych badań, a zatem i zaproponowanych na ich podstawie wniosków, dotyczyły zachowania się węzłów jedynie w podstawowej sytuacji projektowej, a transformacja wykorzystanych w nich modeli na takie, które uprawniałyby do wnioskowania na temat wyjątkowej sytuacji projektowej pożaru rozwiniętego była już niejako „zadaniem własnym” autorki niniejszej pracy.

Badania doświadczalne będą przydatne do miarodajnego wnioskowania tylko wtedy gdy na ich podstawie sformułuje się odpowiednie modele analityczne pozwalające na sformalizowanie odpowiedniej procedury obliczeniowej. W kolejnym, trzecim rozdziale niniejszej pracy autorka analizuje tego typu modele i proponuje własne koncepcje ich udoskonalenia lub jedynie uogólnienia. Rozpatruje się kolejne stopnie komplikacji takich modeli. Najpierw dyskutowany jest model pozwalający na specyfikację odniesionych do warunków pożaru relacji moment zginający – obrót węzła na podstawie znanej a priori relacji tego typu skojarzonej z podstawową sytuacją projektową. Autorka wykazuje tu, że tego typu procedura nie musi prowadzić do bezpiecznego oszacowania poziomu bezpieczeństwa w pożarze, zwłaszcza wtedy gdy jest prowadzona w oparciu o rekomendacje zaproponowane w algorytmie postulowanym w pracach *da Silva i in., 2001a* oraz *da Silva i in., 2001b*. Twierdzenie, że nośność węzła w pożarze maleje z temperaturą proporcjonalnie do redukcji granicy plastyczności stali z której elementy łączone w tym węźle zostały wykonane, a jego sztywność ulega osłabieniu proporcjonalnie do redukcji wyspecyfikowanego dla tej stali modułu sprężystości podłużnej w świetle analizy przeprowadzonej w niniejszej pracy wydaje się bowiem podejściem nazbyt uproszczonym. W wielu praktycznie ważnych przypadkach o nośności i sztywności węzła w pożarze decyduje bowiem charakterystyka śrub, co w zaproponowanym wcześniej ujęciu nie jest w sposób jednoznaczny uwzględniane.

Autorka niniejszej pracy skłania się zatem do konstatacji, że podejściem miarodajnym do prognozowania poziomu bezpieczeństwa w wyjątkowej sytuacji projektowej pożaru rozwiniętego będzie odpowiednie uogólnienie klasycznych technik powszechnie znanej i eksperymentalnie wielokrotnie zweryfikowanej metody składnikowej. Trzeba jedynie rozważyć innego typu modele zniszczenia elementów rozpatrywanego węzła, a także wprowadzić formuły opisujące zależność różnego typu parametrów opisujących te modele od temperatury pożarowej. W niniejszej pracy autorka proponuje wiele tego typu procedur. W założeniu autorki nie tylko mają one umożliwić prostą transformację modelu

sformułowanego i wstępnie zweryfikowanego dla warunków podstawowej sytuacji projektowej na wyjątkową sytuację ekspozycji ogniowej, ale przede wszystkim stać się niejako „spoiwem” spinającym poszczególne modele w jedną wewnętrźnie spójną i wzajemnie kompatybilną całość. Dopiero wtedy, gdy na podstawie tych zaproponowanych przez autorkę i dopasowanych do siebie modeli uda się uzyskać wzajemnie niesprzeczne oszacowania odporności ogniowej, przy różnej geometrii i konfiguracji elementów składowych węzłów rozpatrywanych w praktyce inżynierskiej będzie można mówić o przydatności i użyteczności podejścia rekomendowanego w niniejszej pracy do praktycznego zastosowania. Autorka żywi nadzieję, że zastosowane przez nią algorytmy i procedury obliczeniowe choć w części spełniają sformułowany powyżej postulat, a zatem mogą stanowić realną pomoc dla eksperta podejmującego się zadania oceny odporności ogniowej ramy stalowej.

Do weryfikacji wyników wynikających z zastosowania przytoczonych powyżej modeli analitycznych służą nie tylko odpowiednio sformatowane badania eksperymentalne ale także opracowane dla analogicznych warunków modele numeryczne. W niniejszej pracy autorka opisuje i komentuje podstawowe zasady formułowania takich modeli odniesionych do sytuacji pożaru (Rozdział 5). Proponuje również własne modele (opisane na przykład w pracy *Maślak, Pazdanowski, Snela, 2016*), które pozwalają na prześledzenie redystrybucji sił wewnętrznych w ramie stalowej ekspozowanej na temperaturę pożarową. Trzeba podkreślić, że jest to redystrybucja zachodząca na sposób specyficzny dla sytuacji pożarowej, w której początkowe ściskanie elementów ramy stopniowo zanika, głównie na skutek dużych przemieszczeń, osłabienia sztywności giętnej oraz skrępowania swobody deformacji, aby w końcu zmienić znak i doprowadzić do wygenerowania w tym elemencie osiowej siły rozciągającej w wielu przypadkach determinującej jego poszukiwaną odporność ogniową (*Maślak, Snela, Tkaczyk, 2016*). Modele numeryczne zaproponowane w niniejszej pracy wydają się być, zdaniem autorki, uzupełnieniem omawianych wcześniej modeli analitycznych. Pozwalają przy tym na wzajemne skonfrontowanie wyników uzyskanych przy zastosowaniu obydwu podejść a zatem na weryfikację i walidację rekomendowanych wcześniej procedur.

W pełni oryginalnym wynikiem autorki są umieszczone w tekście przykłady obliczeniowe ilustrujące i przybliżające proponowane procedury. Szczególnie znaczenie wydają się mieć te spośród nich, w których dokonano próby uwzględnienia zmieniającej się podatności węzłów na uzyskane oszacowanie odporności ogniowej ramy. Dotyczą one najpierw zachowania się belki stalowej o ograniczonej zdolności do wydłużenia, a następnie również do obrotu w podatnym węźle. W ujęciu rozpatrywanym przez autorkę rozważania tego typu modelują zachowanie się w pożarze typowego rygla ramy nośnej. Odrębna grupa modeli to te, które pozwalają na analizę zachowania się w pożarze ramy potraktowanej jako całość. Stanowią one podstawę do próby specyfikacji w przyszłości zasad prowadzenia na tym polu analizy typu globalnego, w miejsce

powszechnie stosowanych jak dotąd rozważań o charakterze jedynie lokalnym, dla których wyniki w lepszym lub gorszym stopniu próbuje się interpretować jako te odnoszone formalnie do całego ustroju nośnego.

Swoistą pułapką przy uogólnianiu na wyjątkową sytuację obliczeniową pożaru rozwiniętego różnego typu algorytmów i procedur specyfikowanych i zweryfikowanych dla podstawowej sytuacji projektowej jest bezwzględna konieczność uwzględniania różnego typu nieliniowości. Jest to zarówno efekt nieliniowości materiałowej mającej swe źródło w złożonych relacjach pomiędzy podstawowymi właściwościami i charakterystykami stali konstrukcyjnej i temperaturą specyfikowaną dla tego materiału jak i w dużym stopniu nieliniowości geometrycznej wynikającej z relatywnie dużych przemieszczeń identyfikowanych zwłaszcza przy odpowiednio wysokiej temperaturze elementów. Z tego względu przy analizie pożarowej z reguły nie jest możliwe proste przekształcanie modeli, do których projektant niewątpliwie już przywykł stosując je w konwencjonalnej praktyce inżynierskiej kojarzonej z zadaniami odnoszonymi do podstawowej sytuacji projektowej. W wielu przypadkach modele tego typu kryją w sobie założenia, o których na ogół się nie pamięta, a które nie mają przełożenia na sytuację związaną z pożarem obliczeniowym. Przykładem niech będzie tu chociażby powszechnie akceptowane w typowych obliczeniach założenie o małych przemieszczeniach. Podstawy uwzględniania nieliniowości w obliczeniach specyfikowanych dla sytuacji pożarowej autorka omawia w rozdziale 3.3. niniejszej pracy.

6.2. Kierunki dalszych badań

Rozwiązania zaproponowane w niniejszej pracy stanowią punkt wyjścia do dalszych badań pozwalających na lepsze zrozumienie a zatem i bardziej wiarygodny opis zachowania się węzłów stalowej ramowej konstrukcji nośnej w warunkach pożaru. Niewątpliwie nagłym z punktu widzenia przydatności do praktycznych obliczeń inżynierskich wydaje się postulat rozszerzenia rozważanego katalogu typów węzłów. Szczególnie chodzi tu o węzły typu rygiel-słup konstruowane z zastosowaniem dodatkowych elementów, chociażby tych wykonanych z kątowników gorąco-walcowanych, a w dalszej kolejności także o węzły w których na słupy zastosowano kształtowniki rurowe, zarówno te o przekroju okrągłym jak i te o przekroju kwadratowym.

Kolejnym kierunkiem prowadzonych badań powinna być również szczegółowa analiza zachowania się w pożarze węzłów zespolonych, stalowo-betonowych. Analiza węzłów tego typu sama w sobie może jednak stanowić odrębne zadanie badawcze, niewątpliwie niezmiernie interesujące poznawczo a jak dotąd stosunkowo słabo zbadane i opisane w literaturze przedmiotu.

Wskazane wydają się również próby odejścia od założenia o równomiernym rozkładzie temperatury w elementach węzła. Uwzględnienie faktycznego pola temperatury prowadziłoby do stosunkowo złożonej analizy termo-statyczno-

wytrzymałościowej, a to wymagałoby zastosowania profesjonalnej obróbki numerycznej zarówno samego modelu formalnego jak i uzyskanych wyników. Uogólniając, wydaje się że w analizie zachowania się węzłów ram stalowych pracujących w warunkach pożaru realny postęp stanie się możliwy dopiero po stopniowym odchodzeniu od stosowania modeli analitycznych, chociażby tych opartych na uogólnieniu klasycznej metody składnikowej, i przesunięciu środka ciężkości badań na konstruowanie i rozważanie coraz bardziej złożonych modeli numerycznych. Zanim to nastąpi trzeba jednak w sposób znaczący dopracować zalecane do stosowania modele materiału a w szczególności jego odpowiedzi na bezpośrednią ekspozycję pożarową. Nie wolno przy tym zapominać o intensyfikujących się w warunkach pożaru zjawiskach reologicznych, w tym przede wszystkim o efektach generowanych przez pełzanie stali.

Inna droga do uczynienia proponowanych modeli formalnych bardziej wiarygodnymi prowadzi przez uwzględnienie różnego rodzaju niepewności i imperfekcji. Chodzi tu nie tylko o niepewność samego modelu obliczeniowego ale przede wszystkim o niepewność parametrów konstytuujących ten model. Trzeba by również uwzględnić losowość poszczególnych oddziaływań a także losowość wytrzymałości stali zwłaszcza w odniesieniu do również losowego stopnia redukcji tej wytrzymałości w temperaturze pożarowej.

Wracając do modelowania numerycznego niewątpliwie do bardziej szczegółowego rozeznania pozostaje kwestia uwzględnienia wpływu temperatury na przekazywanie oddziaływań w warunkach pożaru, na przykład tych pomiędzy trzpieniem i nakładką zastosowanej śruby a powierzchnią otworu w której ta śruba została umieszczona.

Wydaje się, że wszystkie podniesione powyżej kwestie mogłyby po odpowiednio szczegółowej analizie znaleźć przełożenie na konstruowanie bardziej precyzyjnych modeli analitycznych przez dodanie do tych modeli najbardziej niekorzystnych z punktu widzenia analizy pożarowej ale zarazem potencjalnie możliwych do realizacji schematów imperfekcyjnych. Wypracowanie i zweryfikowanie takich schematów mogłoby też być końcowym wynikiem wspomnianych powyżej złożonych analiz numerycznych, jeśli tylko dałoby się odpowiednio uogólnić wyniki uzyskane po ich przeprowadzeniu. To już jednak chyba zadanie dla badaczy z nieco bardziej odległej przyszłości.

Literatura

1. Agerskov H. 1976. *High-strength bolted connections subjected to prying*. „Journal of Structural Division”, ASCE, 102(1), p. 161–175.
2. Al-Jabri, K.S. 1999. *The behaviour of steel and composite beam-to-column connections in fire*. PhD Thesis, University of Sheffield.
3. Al-Jabri K.S., Hago A.W. 2003. *Towards a rational approach to the design of steel-framed buildings in fire*. 9th Arab Structural Engineering Conference, United Arab Emirates.
4. Al-Jabri K.S., Lennon T., Burgess I.W., Plank R.J. 1998. *Behaviour of steel and composite beam-column connections in fire*. „Journal of Constructional Steel Research”, 46(1–3), p. 308–309.
5. Al-Jabri K.S., Burgess I.W., Plank R.J. 2004. *Prediction of the degradation of connection characteristics at elevated temperature*. „Journal of Constructional Steel Research”, 60, p. 771–781.
6. Al-Jabri K.S., Burgess I.W., Plank R.J. 2005a. *Spring-stiffness model for flexible end-plate bare-steel joints in fire*. „Journal of Constructional Steel Research”, 61, p. 1672–1691.
7. Al-Jabri K.S., Burgess I.W., Lennon T., Plank R.J. 2005b. *Moment-rotation-temperature curves for semi-rigid joints*. „Journal of Constructional Steel Research”, 61, p. 281–303.
8. Al-Jabri K.S., Seibi A., Karrech A. 2006. *Modelling of unstiffened flush end-plate bolted connections in fire*. „Journal of Constructional Steel Research”, 62(1), p. 151–159.
9. Aribert J.M., Younes I. 2003. *Modélisation en fatigue oligocyclique des composantes de traction et compression locales d'un assemblage métallique soudé et application en résistance sismique*. Construction Métallique, p. 3–26.
10. Aribert, J.M., Younes I., Lachal A. 2002. *Low-cycle fatigue of steel sections subjected to a transverse concentrated load: experimental investigation and practical formulation*. W: Lamas A., da Silva L.S. (red.) Eurosteel 2002 – 3rd European Conference on Steel Structures, Coimbra, Portugal, Volume II, p. 1067–1078.
11. Armer G.S.T., Moore D.B. 1994. *Full-scale testing on complete multi-storey structures*. „Structural Engineering”, 72(2), p. 30–1.
12. Bailey C.G. 2004. *Structural fire design: core or specialist subject?*. „Structural Engineering”, 82(9), p. 32–8.

13. Bayo E., Cabrero J.M., Gil B. 2006. *An effective component-based method to model semi-rigid connections for the global analysis of steel and composite structures*. „Engineering Structures”, 28(1), p. 97–108.
14. Beg, D., Zupancic, E. Vayas, I. 2004. *On the rotation capacity of moment connections*. „Journal of Constructional Steel Research”, 60, p. 601–620.
15. Bill Wong M. 2009. *Plastic Analysis and Design of Steel Structures*. Butterworth – Heinemann, Burlington, MA, USA.
16. Block F.M. 2006. *Development of a Component-Based Finite Element for Steel Beam-to-Column Connections at Elevated Temperatures*, PhD Thesis, University of Sheffield.
17. Block F.M., Burgess I.W., Davison J.B. 2004. *Numerical and analytical studies of joint component behaviour in fire*. Third International Workshop Structures in Fire, Ottawa.
18. Block F.M., Davison J.B., Burgess I.W., Plank R.J. 2005. *High-temperature experiments on joint components*. Proceedings of the 4th European conference on steel structures, Maastricht, Netherlands.
19. Block F.M., Burgess I.W., Davison J.B., Plank R.J. 2006. *The development of a component-based connection element for end-plate connections in fire*. Proceedings of the Fourth International Workshop “Structures in Fire”, Aveiro, Portugal, p. 345–356.
20. Block F.M., Burgess I.W., Davison J.B., Plank R.J. 2007. *The development of a component-based connection element for endplate connections in fire*. „Fire Safety Journal”, 42, p. 498–506.
21. Block F.M., Davison J.B., Burgess I.W., Plank R.J. 2013. *Principles of a component-based connection element for the analysis of steel frames in fire*. „Engineering Structures”, 49, p. 1059–1067.
22. British Steel 1982. *The performance of beam/column/beam connections in the BS 5950: Part 8 fire test. Reports T/RS/1380/33/82D and T/RS/1380/34/82D*, Swindon Laboratories Rotherham
23. Bródka J. 2009. *Węzły podatne*. W: Bródka J., Kozłowski A. (red.) *Projektowanie i obliczanie połączeń i węzłów konstrukcji stalowych*, t.1. Polskie Wydawnictwa Techniczne, Rzeszów, s.345–462.
24. Bródka J., Kozłowski A. 1996. *Szywność i nośność węzłów podatnych*. Politechnika Białostocka-Politechnika Rzeszowska, Białystok-Rzeszów.
25. Bródka J., Barszcz A., Giżejowski M., Kozłowski A. 2004. *Szywność i nośność ram przechyłowych o węzłach podatnych*. Oficyna Wydawnicza Politechniki Rzeszowskiej, Rzeszów.

26. Bródka J., Kozłowski A., Ligocki I., Łaguna J., Ślęczka L. 2009. *Projektowanie i obliczanie połączeń i węzłów konstrukcji stalowych*, Tom 1. Polskie Wydawnictwo Techniczne, Rzeszów.
27. Burgess I.W. 2002. *Fire resistance of framed buildings*. „Physics Education”, 37(5), p. 390–399.
28. Burgess I. 2013. *The problem of robustness in fire*. Lecture presentation prepared for the COST TU 0904 Training School, June 6–9, Naples, Italy.
29. Burgess I.W., El-Rimawi J.A., Plank R.J. 1988. *A secant stiffness approach to the fire analysis of steel beams*. „Journal of Constructional Steel Design”, 11, p. 105–120.
30. Burgess I.W., El-Rimawi J.A., Plank R.J. 1990. *Analysis of beams with non-uniform temperature profile due to fire exposure*. „Journal of Constructional Steel Design”, 16, p. 169–192.
31. Burgess I., Davison J.B., Dong G., Huang S.-S. 2012. *The role of connections in the response of steel frames to fire*. „Structural Engineering International”, 22, p. 449–61.
32. Cerfontaine F., Jaspart J.P. 2002. *Analytical study of the interaction between bending and axial force in bolted joints*. Proceedings of the 3rd European Conference on Steel Structures “Eurosteel”, Coimbra, Portugal, September 19–20, p. 997–1006.
33. Chen L. 2012. *Robustness in fire of steel framed structures with realistic connections*. PhD, University of Manchester.
34. Coelho, A. M.G., da Silva L.S., Bijlaard, F.S.K. 2004. *Ductility analysis of end-plate beam-to-column joints*. W: Hoffmeister B., Hechler O. Eurosteel 2005 – 4th International Conference on Steel and Composite Structures, Maastricht, The Netherlands, Volume C, p. 123 – 130.
35. da Silva L.S., Coelho A.M.G. 2001a. *A ductility model for steel connections*. „Journal of Constructional Steel Research”, 57, p. 45–70.
36. da Silva L.S., Coelho A.M.G. 2001b. *An analytical evaluation of the response of steel joints under bending and axial force*. „Computers & Structures”, 79, p. 873–881.
37. da Silva, L.S., Girão Coelho, A., Neto, E.L. 2000. *Equivalent post buckling models for the flexural behaviour of steel connections*. „Computers and Structures”, 77, p. 615–624.
38. da Silva L.S., Santiago A., Vila Real P. 2001. *A component model for the behaviour of steel joints at elevated temperatures*. „Journal of Constructional Steel Research”, 57, p. 1169–1195.

39. da Silva L.S., Santiago A., Vila Real P. 2002. *Post-limit stiffness and ductility of end-plate beam-to-column steel joints*. „Computers & Structures”, 80(5–6), p. 515–531.
40. da Silva L.S., de Lima L.R.O., da Silva Vellasco P.C.G., de Andrade S.A.L. 2004. *Behaviour of flush end-plate beam-to-column joints under bending and axial force*. „Steel and Composite Structures”, 4(2), p. 77–94.
41. Dai, X.H., Wang, Y.C. Bailey, C.G. 2010. *Numerical modelling of structural fire behaviour of restrained steel beam-column assemblies using typical joint types*. „Engineering Structures”, 32, p. 2337–2351.
42. Daniūnas A., Urbonas K. 2010. *Influence of the semi-rigid bolted steel joints on the frame behaviour*. „Journal of Civil Engineering and Management”, 16(2), p. 237–241.
43. de Lima L.R.O. 2003. *Behaviour of endplate beam-to-column joints under bending and axial force*. Ph.D. Thesis, Pontifical Catholic University, Rio de Janeiro, Brazil.
44. de Lima L.R.O., da Silva L.S., Vellasco P.C.G., Andrade S.A.L. 2002. *Experimental analysis of extended end-plate beam-to-column joints under bending and axial force*. W: Lamas A., da Silva L.S. (red.) Proceedings of the 3rd European Conference on Steel Structures – Eurosteel, Coimbra, Portugal, CMM Press, p. 1121–1130.
45. de Lima L.R.O., da Silva L.S., Vellasco P.C.G., Andrade S.A.L. 2004. *Experimental evaluation of extended endplate beam-to-column joints subjected to bending and axial force*. „Engineering Structures”, 26, p. 1333–1347.
46. del Savio A.A., Nethercot D.A., Vellasco P.C.G.S., Andrade S.A.L., Martha L.F. 2009. *Generalised component-based model for beam-to-column connections including axial versus moment interactions*. „Journal of Constructional Steel Research”, 65, p. 1876–1895.
47. Díaz C., Martí, P., Victoria M., Querin, O.M. 2011 *Review on the modelling of joint behaviour in steel frames*. „Journal of Constructional Steel Research”, 67, p. 741–758.
48. Dondera A., Giuliani L. 2013. *Fire-induced collapse of steel structures. Basic mechanisms and countermeasures*. Proceedings of International Conference “Application of Structural fire Engineering”, April 19–20, Prague, Czech Republic, p. 265–271.
49. Dwaikat M.M.S., Kodur V.K.R. 2011. *A performance based methodology for fire design of restrained steel beams*. „Journal of Constructional Steel Research”, 67, p. 510–524.

50. El-Rimawi J.A., Burgess I.W., Plank R.J. 1997. *The influence of connection stiffness on the behaviour of steel beams in fire*. „Journal of Constructional Steel Research”, 43(1–3), p. 1–15.
51. Faella, C., Piluso, V., Rizzano, G. 2000. *Structural steel semirigid connections: Theory, Design and Software*. CRC Press LLC.
52. Franssen, J.-M. 2002. *Numerical determination of 3D temperature fields in steel joints*. 2nd International Workshop Structures in Fire, Christchurch.
53. Gann R.G. 2008. *Final Report on the Collapse of World Trade Center Building 7*. Federal Building and Fire Safety Investigation of the World Trade Center Disaster. NCSTAR 1A, NIST, Gaithersburg, MD.
54. Gillie M, Usmani A.S., Rotter J.M. 2001. *A structural analysis of the first Cardington test*. „Journal of Constructional Steel Research”, 57, p. 581–601.
55. Goto Y., Miyashita S. 1998. *Classification System for Rigid and Semirigid Connections*. „Journal of Structural Engineering”, ASCE, 124 (7), p. 750–757.
56. Hanson R., Kishi N., Chen W., Matsouka K.G. 1996. *M- θ_r relationship for end-plate connections*. W: Structural Steel – 4th Pacific Structural Steel Conference. Vol. 2 Structural Connections, Chan S.L., Teng J.G. (red.), Pergamon, Oxford.
57. He, Y.C., Wang, Y.C. 2011. *Load–deflection behaviour of thin-walled plates with a single bolt in shearing*. „Thin-Walled Structures”, 49, p. 1261–1276.
58. He, Y.C., Wang, Y. C. 2012. *Load–deflection behavior of thin-walled plates with multiple bolts in shearing*. „Thin-Walled Structures”, 55, p. 51–63.
59. Hu, Y., Davison, J.B., Burgess I.W., And Plank R.J. 2007a. *3D Thermal and Structural Analyses of Bi-Steel Composite Panels in Fire*. Proceedings of The 3rd International Conference on Steel and Composite Structures, Manchester, UK.
60. Hu, Y., Davison, J.B., Burgess, I.W., Plank R.J. 2007b. *Comparative study of the behaviour of BS 4190 and BS EN ISO 4014 Bolts in Fire*. Proceedings of The 3rd International Conference on Steel and Composite Structures, Manchester, UK.
61. Hu Y., Davison J.B., Burgess I.W., Plank R.J. 2009. *Component modelling of flexible endplate connection in fire*. „International Journal of Steel Structures”, 9, p. 1–15.
62. Jaspert, J.P. 1991. *Etude de la semi-rigidité des noeuds poutre-colonne et son influence sur la résistance et la stabilité des ossatures en acier*. PhD Thesis, Université de Liège.

63. Jaspart, J.P. 1997. *Recent advances in the field of steel joints: Column bases and further configurations for beam-to-column joints and beam splices*”, Universite de Liege.
64. Jaspart, J.P. 2000. *General Report- Session on connections*. „Journal of Constructional Steel Research”, 55(1–3), p. 69–89.
65. Jing Q. 2004. *The relationship between moment and rotation of extended endplate joint of steel frame*. Master’s Degree Thesis. Tongji University.
66. Johansson, B., Lagerqvist O. 1995. *Resistance of plate edges to concentrated forces*. „Journal of Constructional Steel Research”, 32, p. 69–105.
67. Kalczyńska-Gasik B., Razowski A. 1995. *Wpływ sił osiowych na dystrybucję sił wewnętrznych w ramie niestężonej o podatnych połączeniach*. „Inżynieria i Budownictwo”, 6/1995, p. 333–335.
68. Kirby, B.R. 1995. *The behaviour of high-strength Grade 8.8 bolts in fire*. „Journal of Constructional Steel Research”, 33(1–2), p. 3–38.
69. Kirby B.R. 1998. *The behaviour of a multi-storey steel framed building subject to fire attack – experimental data*. United Kingdom: British Steel Swindon Technology Centre.
70. Kozłowski, A. 2012. *Kształtowanie i obliczanie węzłów ram z uwzględnieniem ich cech podatnościowych*.. Nowoczesne rozwiązania konstrukcyjno-materiałowo-technologiczne. Konstrukcje metalowe. XXVII Ogólnopolskie Warsztaty Pracy Projektanta Konstrukcji, Katowice-Szczyrk, Vol. II, s.475 – 598.
71. Kozłowski A., Pisarek Z., Wierzbicki S. 2010. *Metoda składnikowa określania według PN-EN 1993-1-8 strukturalnych właściwości spawanych węzłów ramowych konstrukcji stalowych*. „Inżynieria i Budownictwo”, 2, s.74–81.
72. Kruppa J. 1976. *Résistance en feu des assemblages par boulons*. CTICM Report, Document No. 1013-1, Centre Technique Industriel de la Construction Metallique, St. Remy les Chevreuse, France.
73. Kühnemund F. 2003. *Zum Rotationsnachweis nachgiebiger Knoten im Stahlbau*. PhD Thesis, Universität Stuttgart.
74. Kulak G. L., Fisher J.W., Struik J.H.A. 1987. *Guide to Design. Criteria for bolted and riveted joints*. 2nd ed. John Wiley & Sons, New York, NY.
75. Lagerqvist O., Johansson B. 1996. *Resistance of I-girders to concentrated loads*. „Journal of Constructional Steel Research”, 39, p. 87–119.

76. Laskowska Z. 2002. *Analiza termo-sprężysto-plastyczna stanu nośności prętowych konstrukcji stalowych*. „Prace Instytutu Techniki Budowlanej – Kwartalnik”, 2 (122), s.3–23.
77. Laskowska Z., Kosiorek M. 1998. *Pola temperatury w stalowych belkach stropowych*. Materiały XLIV Konferencji Naukowej KILiW PAN i KN PZITB, Krynica, s.151–158.
78. Lawson R.M. 1990. *Behaviour of steel beam-to-column connections in fire*. „The Structural Engineer”, 68(14), p. 263–271.
79. Lee C.H., Chiou Y.J., Chung H.Y., Chen C. J. 2011. *Numerical modeling of the fire-structure behavior of steel beam-to-column connections*. „Journal of Constructional Steel Research”, 67, p. 1386–1400.
80. Lennon T. 1997. *Cardington fire tests: Survey of damage to eight storey building*. Internal report GD1286/86, Building Research Establishment, United Kingdom.
81. Leston-Jones L.C. 1997. *The influence of semi-rigid connections on the performance of steel framed structures in fire*. PhD Thesis, University of Sheffield.
82. Leston-Jones L.C., Lennon T., Plank R.J., Burgess I.W. 1997. *Elevated temperature moment–rotation tests on steelwork connections*. Proceedings of the Institution of Civil Engineers, Structures and Buildings, 122, p. 410–419.
83. Li G.Q., Wang K.Q., Liu Y.S., Chen S.W. 2012. *Catenary action of restrained steel beam against progressive collapse of steel frameworks*. „Journal of Central South University of Technology”, 19, p. 537–546.
84. Li T.Q., Choo B.S., Nethercot D.A. 1995. *Connection element method for the analysis of semi-rigid frames*. „Journal of Constructional Steel Research”, 32, p. 143–171.
85. Liu T.C.H. 1996. *Finite element modelling of behaviours of steel beams and connections in fire*. „Journal of Constructional Steel Research”, 36, p. 181–199.
86. Liu T.C.H., Fahad M.K., Davies J.M. 2002. *Experimental investigation of behaviour of axial restrained steel beams in fire*. „Journal of Constructional Steel Research”, 58, p. 1211–1230.
87. Lou G.B., Li G.Q. 2006. *Non-linear finite element modelling of behaviour of extended end-plate bolted moment connections in fire*. Proceedings of the Fourth International Workshop “Structures in Fire”, Aveiro, Portugal, p. 327–343.

88. Maślak M. 2008a. *On behaviour of steel beams with restrained ability of thermal elongation during fire*. „Archives of Civil Engineering”, Lviv, 4, p. 769–792.
89. Maślak M. 2008b. *Odporność ogniowa stalowych belek stropowych z węzłami o skończonej podatności na przesuw poziomy*. „Zeszyty Naukowe Politechniki Rzeszowskiej”, nr 256, seria Budownictwo i Inżynieria Środowiska, zeszyt 50, s.201–210.
90. Maślak M. 2009. *Sila osiowa w belce z ograniczoną możliwością termicznego wydłużenia w wyjątkowej sytuacji pożaru*. „Inżynieria i Budownictwo”, 7, s.406–408.
91. Maślak M., Litwin M. 2010a. *Podatność stalowego węzła typu belka słup w temperaturze pożarowej*. „Inżynieria i Budownictwo” 8, s.441–445.
92. Maślak M., Litwin M. 2010b. *Zastępcza sztywność sieczna w szacowaniu odporności ogniowej nierównomiernie ogrzanych belek stalowych*. Materiały Konferencyjne 56 Konferencji Naukowej Komitetu Inżynierii Lądowej i Wodnej PAN oraz Komitetu Nauki PZITB, Kielce–Krynica, 19–24 września 2010, s.691–698.
93. Maślak M., Snela M. 2012a. *Temperatura krytyczna ramy stalowej z malejącą w pożarze sztywnością węzłów*. „Zeszyty Naukowe Politechniki Rzeszowskiej”, Nr 283, Budownictwo i Inżynieria Środowiska, zeszyt 59 (3/2012/II), s.241–248.
94. Maślak M., Snela M. 2012b. *Influence of increasing joint flexibility on critical temperature of steel frame in fire*. Collection of proceedings of the V. Shimanovskiy Ukrainian Institute of Steel Construction №9, p. 204–2016.
95. Maślak M., Snela M. 2013a. *Relacja moment – obrót w warunkach pożaru dla stalowego węzła rygiel – słup o znanej podatności*. „Budownictwo i Architektura”, 12(2), s.237–244.
96. Maślak M., Snela M. 2013b. *Redystrybucja siły podłużnej w stalowym ryglu o narastającej w pożarze zdolności do wydłużenia*. „Czasopismo Inżynierii Lądowej, Środowiska i Architektury”, t. 30, z. 60 (2/2013), kwiecień–czerwiec, s.189–202.
97. Maślak M., Snela M. 2014a. *Alternatywne metody identyfikacji charakterystyk moment-obrót odniesionych do charakterystyk pożaru*. „Czasopismo Inżynierii Lądowej, Środowiska i Architektury”, t. 31, z. 61 (4/2014), październik–grudzień, s.135–145.

98. Maślak M., Snela M. 2014b. *Alternatywne podejścia do budowy odniesionych do warunków pożaru charakterystyk moment-obrót na przykładzie stalowego węzła rygiel - słup*. Materiały Konferencji Naukowo-Technicznej „Konstrukcje Metalowe ZK2014”, Kielce–Suchedniów, 2–4 lipca 2014, s.173–176.
99. Maślak M., Snela M. 2014c. *Wpływ siły podłużnej na podatność zginanych węzłów stalowej konstrukcji nośnej w pożarze rozwiniętym*. „Budownictwo i Architektura”, 13(3), s.251–258.
100. Maślak M., Snela M. 2014d. *Critical temperature of steel frame with joint flexibility increasing in fire – benchmark study prepared for the environment of Autodesk Robot Structural Analysis*, W: Benchmark studies: Verification of numerical models in fire engineering, Praga, Czechy: CTU Publishing House, Czech Technical University in Prague, p. 281–307.
101. Maślak M., Snela M. 2015a. *Miarodajna macierz sztywności w modelowaniu podatności ogarniętego pożarem stalowego doczołowego węzła rygiel-słup*. „Czasopismo Inżynierii Lądowej, Środowiska i Architektury”, t. XXXII, z. 62 (nr 3/II/2015), s.285–299.
102. Maślak M., Snela M. 2015b. *Flexibility of a steel end-plate beam-to-column joint when exposed to a fire – two different, nonequivalent approaches to evaluate*. Proceedings of the Eighth International Conference on Advances in Steel Structures (ICASS2015), Lisbon, Portugal, July 22–24.
103. Maślak M., Snela M. 2015c. *Evaluation of axial force impact on the flexibility of a steel beam-to-beam end-plate joint subjected to bending when exposed to fire*. Proceedings of the 13th Nordic Steel Construction Conference (NSCC 2015), Tampere, Finland, 23–25 September.
104. Maślak M., Pazdanowski M., Snela M. 2015a. *Moment-rotation characteristics for flexible beam-to-column steel joint exposed to fire*, „Journal of Civil Engineering and Architecture”, 9, p. 257–261.
105. Maślak M., Pazdanowski M., Snela M. 2015b. *Numerically-based quantification of internal forces generated in a steel frame structure with flexible joints when exposed to a fire*. Advances in Mechanics: Theoretical Computational and Interdisciplinary Issues: proceedings of the 3rd Polish Congress of Mechanics (PCM) & 21st International Conference on Computer Methods in Mechanics (CMM) – PCM-CMM-2015 Congress, Gdańsk, Poland, 8–11 September 2015, p. 403–404.

106. Maślak M., Pazdanowski M., Snela M. 2016. *Redistribution of internal forces generated in a steel frame structure with flexible joints when exposed to a fire*. W: Giżejowski M., Kozłowski A., Marcinowski J., Ziółko J. (red.) – Recent progress in steel and composite structures, Proceedings of the 13th International Conference on Metal Structures (ICMS 2016), Zielona Góra, June 15–17, 2016, Taylor & Francis Group, London, Great Britain, p. 136–137.
107. Maślak M., Snela M., Tkaczyk A. 2016. *Sprężysto-plastyczna redystrybucja sił wewnętrznych w ogarniętej przez pożar stalowej belce dwuteowej z podatnymi węzłami*. „Inżynieria i Budownictwo”, 7, s. 382–385.
108. Moore D.B., Lennon T. 1997. *Fire engineering design of steel structures*. „Progress in Structural Engineering and Materials”, 1(1), p. 4–9.
109. Nethercot D.A., Zandonini R. 1989. *Methods of prediction of joint behaviour: Beam-to-column connections*. W: Structural connections: Stability and strength. London and New York, Elsevier Applied Science, p. 23–62.
110. Packer J.A., Morris L.J. 1977. *A limit state design method for the tension region of bolted beam-to-column connections*. „Structural Engineering”, 55(10), p. 446–58.
111. Piluso V., Faella C., Rizzano G. 2001a. *Ultimate behaviour of bolted T-stubs. I: theoretical model*. „Journal of Structural Engineering”, ASCE, 127(6), p. 686–93.
112. Piluso V., Faella C., Rizzano G. 2001b. *Ultimate behaviour of bolted T-stubs. II: model validation*. „Journal of Structural Engineering”, ASCE, 127(6), p. 694–704.
113. Qian Z.H., Tan K. H., Burgess, I.W. 2009. *Numerical and analytical investigations of steel beam-to-column joints at elevated temperatures*. „Journal of Constructional Steel Research”, 65, p. 1043–1054.
114. Rex C.O., Easterling S.W. 2003. *Behaviour and modelling of a bolt bearing on a single plate*. „Journal of Structural Engineering”, ASCE, 129(6), p. 792–800.
115. Roberts T. M. 1981. *Slender Plate Girders Subjected to Edge Loading*. Proceedings of the Institution of Civil Engineers Part 2–Research and Theory, 71, p. 805–819.
116. Sarraj M. 2007. *The behaviour of steel fin plate connections in fire*. PhD Thesis, University of Sheffield.

117. Sarraj M., Burgess I.W., Davison J., Plank R.J. 2007. *Finite element modelling of steel fin plate connections in fire*. „Fire Safety Journal”, 42, p. 408–415.
118. Sherbourne A.N. 1961. *Bolted beam-to-column connections*. „Structural Engineering”, 39, p. 203–210.
119. Shi Y.J., Chan S.L., Wong Y.L. 1996. *Modelling for moment–rotation characteristics for end-plate connections*. „Journal of Structural Engineering”, ASCE, 122(11), p. 1300–1306.
120. Shyam-Sunder S., Gann R.G., Grosshandler W.L., Averill J.D., Bukowski R.W., Cauffman S.A., et al. 2005. *Final Report of the National Construction Safety Team on the Collapses of the World Trade Center Towers*. Federal Building and Fire Safety Investigations of the World Trade Center Disaster, NCSTAR 1, NIST, Gaithersburg, MD.
121. Simms I. 1998. *The Cardington fire tests*. Fire engineering of steel structures. A joint SCI/IstructE course, London, 1998.
122. Sokol Z., Wald F., Delabre V., Muzeau J.P., Švarc M., 2002. *Design of end-plate joints subject to moment and normal force*. Proceedings of the 3rd European Conference on Steel Structures - Eurosteel, Coimbra, Portugal, p. 1219–1228.
123. Spyrou S. 2002. *Development of a component based model of steel beam-to column joints at elevated temperatures*. PhD Thesis, University of Sheffield.
124. Spyrou S., Davison B., Burgess I.W., Plank R.J. 2002. *Experimental and analytical studies of steel joint components at elevated temperatures*. Proceedings of the Second International Workshop “Structures in Fire”, Christchurch, New Zealand.
125. Spyrou S., Davison B., Burgess I.W., Plank R.J. 2004a. *Experimental and analytical investigation of the “tension zone” component within a steel joint at elevated temperatures*. „Journal of Constructional Steel Research”, 60 (6), p. 867–896.
126. Spyrou S., Davison B., Burgess I.W., Plank R. J. 2004b *Experimental and analytical investigation of the “compression zone” component within a steel joint at elevated temperatures*. „Journal of Constructional Steel Research”, 60 (6), p. 841–865.
127. Sun R., Burgess I. W. 2016. *An analytical and numerical prediction for ductility demand on steel beam-to-column connections in fire*. „Engineering Structures”, 115, p. 55–66.

128. Swanson A.J., Leon T.R. 2000. *Bolted steel connections: tests on T-stub components*. „Journal of Structural Engineering”, ASCE, 126(1), p. 50–56.
129. Swanson, J.A., Leon, R.T. 2001. *Stiffness modelling of bolted T-stub connection components*. „Journal of Structural Engineering”, ASCE, 127, p. 498–505.
130. The Steel Construction Institute (SCI) 1997. *Joints in Steel Construction: Moment connections*. Silwood Park, Ascot, Berkshire, United Kingdom.
131. Tschemmernegg F., Humer Ch. 1988. *The Design of Structural Steel Frames under Consideration of the Nonlinear Behaviour of Joints*. „Journal of Constructional Steel Research”, 11, p. 73–103.
132. Tschemmernegg F., Tautschnig A., Klein H., Braun Ch., Humer Ch. 1987. *Zur Nachgiebigkeit von Rahmenknoten – Teil 1*. „Stahlbau“ 56, Heft 10, p. 299–306.
133. Tschemmernegg, F., Lener, G. and Taus, M. 1989. *Zur Nachgiebigkeit von Rahmenknoten – Teil 2*. „Stahlbau“ 58, Heft 2, p. 45–52.
134. Tschemmernegg F., Brugger R., Hittenberger R., Wiesholzer J., Huter M., Schaur B.C., Badran M.Z. 1994. *Zur Nachgiebigkeit von Verbundknoten – Teil 1*. „Stahlbau“ 63, Heft 12, p. 380–388.
135. Tschemmernegg F., Brugger R., Hittenberger R., Wiesholzer J., Huter M., Schaur B.C., Badran M.Z. 1995. *Zur Nachgiebigkeit von Verbundknoten – Teil 2 und Schluß*. „Stahlbau“ 64, Heft 1, p. 16–24.
136. Urbonas K., Daniūnas A. 2005. *Component method extension to steel beam-to-beam and beam-to-column knee joints under bending and axial forces*. „Journal of Civil Engineering and Management”, 3, p. 217–224.
137. Urbonas K., Daniūnas A. 2006. *Behaviour of semi-rigid steel beam-to-beam joints under bending and axial forces*. „Journal of Constructional Steel Research”, 62, p. 1244–1249.
138. Wald F., da Silva L.S., Moore D.B., Santiago A. 2004. *Experimental behaviour of steel joints under natural fire*, W: ECCS-AISC Workshop.
139. Wales M., Rossow E.C. 1983. *Coupled moment-axial force behaviour in bolted joints*. „Journal of Structural Engineering”, ASCE, 109(5), p. 1250–1266.
140. Wang W.Y., Li G.Q., Dong Y.L. 2007. *Experimental study and spring-component modelling of extended end-plate joints in fire*. „Journal of Constructional Steel Research”, 63, p. 1127–1137.

141. Wang Y.C. 2011. *Performance based fire engineering research of steel and composite structures: a review of joint behaviour*. „Advanced Structural Engineering”, 14(4), p. 613–624.
142. Wang Y.C., Dai X.H., Bailey C.G. 2011. *An experimental study of relative structural fire behaviour and robustness of different types of steel joint in restrained steel frames*. „Journal of Constructional Steel Research”, 67, p. 1149–1163.
143. Yee K.L., Melchers R.E. 1986. *Moment-rotation curves for bolted connections*. „Journal of Structural Engineering”, 112 (3), p. 615–635.
144. Yin Y.Z., Wang Y.C. 2005a. *Analysis of catenary action in steel beams using a simplified hand calculation method. Part 1: Theory and validation for uniform temperature distribution*. „Journal of Constructional Steel Research”, 61, p. 183–211.
145. Yin Y.Z., Wang Y.C. 2005b. *Analysis of catenary action in steel beams using a simplified hand calculation method: Part 2: Validation for non-uniform temperature distribution*. „Journal of Constructional Steel Research”, 61 (2), p. 213–234.
146. Yu H.X., Davison J.B., Burgess I W., Plank R.J. 2007. *Experimental investigation of the robustness of fin plate connections in fire*. Proceedings of the 3rd International Conference on Steel and Composite Structures, ICSCS07 – Steel and Composite Structures, p. 541–547.
147. Yu H.X., Burgess I.W., Davison J.B., Plank R.J. 2008. *Numerical simulation of bolted steel connections in fire using explicit dynamic analysis*. „Journal of Constructional Steel Research”, 64, p. 515–525.
148. Yu, H.X., Burgess I.W., Davison J.B., Plank R.J. 2009a. *Tying capacity of web cleat connections in fire, Part 1: Test and finite element simulation*. „Engineering Structures”, 31, p. 651–663.
149. Yu H.X., Burgess I.W., Davison J.B., Plank R.J. 2009b. *Tying capacity of web cleat connections in fire, Part 2: Development of component-based model*. „Engineering Structures”, 31, p. 697–708.
150. Zoetemeijer P. 1974. *A design method for the tension side of statically loaded, bolted beam-to-column connections*. Heron, 20(1), p. 1–59.
151. Zoetemeijer, P. 1983. *Summary of the Research on Bolted Beam-to-Column Connections (period 1978 – 1983)*”, Rep. No. 6-85-M, Seven Laboratory, Delft.

Normy, akty prawne, instrukcje użytkownika

152. Autodesk 2010. *Robot Structural Analysis 2010. Podręcznik użytkownika*
153. BS 4190:2001 *ISO metric black hexagon bolts, screws and nuts — Specification*, London, British Standards Institution (BSI).
154. BS EN ISO 4014:2001 *Hexagon head bolts. Product grades A and B*, London, British Standards Institution (BSI).
155. BS EN ISO 4017:2001 *Hexagon head screws. Product grades A and B*, London, British Standards Institution (BSI).
156. PN-EN 1990:2004 *Eurokod: Podstawy projektowania konstrukcji*.
157. PN-EN 1991-1-2:2006 *Eurokod 1: Oddziaływania na konstrukcje – Część 1-2: Oddziaływania ogólne - Oddziaływania na konstrukcje w warunkach pożaru*.
158. PN-EN 1993-1-1:2006 *Eurokod 3: Projektowanie konstrukcji stalowych – Część 1-1: Reguły ogólne i reguły dla budynków*.
159. PN-EN 1993-1-2:2007 *Eurokod 3: Projektowanie konstrukcji stalowych – Część 1-2: Reguły ogólne - Obliczanie konstrukcji z uwagi na warunki pożarowe*.
160. PN-EN 1993-1-8:2006 *Eurokod 3: Projektowanie konstrukcji stalowych – Część 1-2: Projektowanie węzłów*.
161. Rozporządzenie Ministra Infrastruktury z dnia 12 kwietnia 2002 r. w sprawie warunków technicznych, jakim powinny odpowiadać budynki i ich usytuowanie. Dz.U. 2002 nr 75 poz. 690.
162. Rozporządzenie Ministra Spraw Wewnętrznych i Administracji z dnia 7 czerwca 2010 r. w sprawie ochrony przeciwpożarowej budynków, innych obiektów budowlanych i terenów. Dz.U. 2010 nr 109 poz. 719.

Wykaz rysunków

Rys. 1.1.	Rodzaje węzłów z uwagi na ich zachowanie, gdzie ϕ jest wartością kąta względnego obrotu pomiędzy osią słupa i osią rygła: a) węzeł przegubowy, b) węzeł sztywny, c) węzeł podatny (według <i>Díaz i in., 2011</i>).....	23
Rys. 1.2.	Wielkości charakteryzujące krzywą $M - \phi$ (według <i>Bródka i Kozłowski, 1996</i>).....	24
Rys. 1.3.	Węzły rozpatrywane w pracy: a) węzeł z blachą głowicową, b) węzeł z blachą wpuszczoną, c) węzeł z blachą wystającą d) styk belek.....	26
Rys. 1.4.	Izotermiczne charakterystyki $M - \phi$ wyspecyfikowane dla węzła poddanego ekspozycji ogniowej.....	28
Rys. 1.5.	Anizotermiczna charakterystyka $M - \phi$ węzła poddanego ekspozycji ogniowej (według <i>da Silva i in., 2001</i>).....	29
Rys. 2.1.	Schemat stanowiska do badań węzłów w temperaturach pożarowych (według <i>Al-Jabri i in., 1998</i>).....	32
Rys. 2.2.	Eksperymentalnie wyznaczone krzywe moment obrót dla węzłów: a) z wpuszczoną blachą czołową, b) z wystającą blachą czołową (według <i>Al-Jabri i in., 1998</i>).....	33
Rys. 2.3.	Identyfikacja i orientacja króćców teowych w połączeniu (według <i>Spyrou i in., 2004a</i>).....	34
Rys. 2.4.	Mechanizmy zniszczenia króćca teowego kształtowanego przez blachę czołową i pas rygła (według <i>Spyrou i in., 2004a</i>).....	34
Rys. 2.5.	Wykresy temperatura stali-obrót węzła otrzymane w badaniach prowadzonych przez <i>W.Y. Wang</i> z zespołem (<i>Wang W.Y. i in., 2007</i>).....	39
Rys. 2.6.	Badania wyizolowanych węzłów przeprowadzone na uniwersytecie w Sheffield (według <i>Burgess i in., 2012</i>).....	41
Rys. 2.7.	Porównanie zachowania się w pożarze różnego typu węzłów poddanych równoczesnemu działaniu momentu zginającego, siły tnącej i siły osiowej (według <i>Burgess i in., 2012</i>).....	41
Rys. 2.8.	Wyniki testów przeprowadzonych przez <i>Y.C. Wang</i> z zespołem (<i>Wang Y.C. i in., 2011</i>): a) wartości ugięć rygła, b) wartości siły osiowej generowanej w ryglu.....	42
Rys. 2.9.	Typowe modele formalne opisujące specyfikowaną dla węzła podatnego zależność moment-obrót.....	44
Rys. 2.10.	Dwa etapy obrotu węzła z głowicową blachą czołową (według <i>Al-Jabri i in., 2005a</i>).....	45

Rys. 2.11.	Przykładowe krzywe $M - \phi$ wyznaczone na podstawie równań (2.1) i dla węzłów: a) stalowego z wpuszczoną blachą czołową, b) zespolonego z głowicową blachą czołową (według <i>Al-Jabri, 1999; Al-Jabri i in., 2005b</i>).....	46
Rys. 2.12.	Typowe składniki węzła typu rygiel-słup uwzględniane w metodzie składnikowej.....	47
Rys. 2.13.	Przykładowy model ideowy węzła z wystającą blachą czołową stosowany w metodzie składnikowej (według rekomendacji normy <i>PN-EN 1993-1-8</i>).....	48
Rys. 2.14.	Schematyzacja modelu ideowego węzła według <i>Spyrou</i> (<i>Spyrou, 2002</i>)	49
Rys. 2.15.	Model ideowy węzła z głowicową blachą czołową stosowany w metodzie składnikowej (według <i>Al-Jabri i in., 2005a</i>).....	50
Rys. 2.16.	Model węzła postulowany przez <i>W.Y. Wanga</i> z zespołem (<i>Wang W.Y. i in., 2007</i>).....	52
Rys. 2.17.	Alternatywny model węzła doczołowego z wpuszczoną blachą czołową (według <i>Block i in., 2006</i>)	53
Rys. 3.1.	Zależność moment-obrót określona dla węzła w trwałej sytuacji obliczeniowej (według <i>da Silva i in., 2001b</i>)	60
Rys. 3.2.	Sprowadzenie złożonego układu sprężyn do pary sił	61
Rys. 3.3.	Zależność siła-przemieszczenie w podstawowej sytuacji projektowej i w warunkach pożaru (według <i>da Silva i in., 2001b</i>).....	64
Rys. 3.4.	Charakterystyka węzła rygiel-słup, dla którego specyfikowano zależności moment – obrót kojarzone z narastającą temperaturą elementów	66
Rys. 3.5.	Charakterystyki moment-obrót uzyskane dla warunków pożaru przy założeniu jako krzywej odniesienia relacji wynikającej z zastosowania modelu <i>Richarda-Abbotta</i> (u góry) i podejścia rekomendowanego w przepisach <i>PN-EN 1993-1-8</i> (na dole). Z lewej – krzywa odniesienia	69
Rys. 3.6.	Rozpatrywany w pracy stalowy, doczołowy węzeł rygiel-słup z wyodrębnionymi składnikami decydującymi o jego podatności. Z prawej typowy sposób modelowania jego pracy przez specyfikację zastępczego modelu mechanicznego	73
Rys. 3.7.	Klasyfikacja składników węzła pod względem zdolności do odkształceń plastycznych (według <i>da Silva i in., 2001a</i> , oraz <i>del Savio i in., 2009</i>): a) składniki o dużej plastyczności, b) składniki o ograniczonej zdolności do odkształceń plastycznych, c) składniki o niskiej ciągliwości (podatne na kruche pękanie).....	74

Rys. 3.8.	Model zastępczego króćca teowego stosowanego do opisu zachowania blachy czołowej i pasa słupa.....	76
Rys. 3.9.	Modele zniszczenia i odpowiadające im charakterystyki siła-przemieszczenie (według <i>Spyrou i in., 2004a</i>)	78
Rys. 3.10.	Sposób wyznaczania długości efektywnej (według <i>Spyrou, 2004a</i>)	78
Rys. 3.11.	Linie załomu rekomendowane przez <i>Steel Construction Institute (SCI, 1997)</i>	79
Rys. 3.12.	Model pracy króćca teowego (według <i>Kulak i in., 1987</i>)	80
Rys. 3.13.	Rozkład naprężeń pod łbem śruby	80
Rys. 3.14.	Model zastępczego króćca teowego zastosowany do określenia nośności blachy czołowej oraz pasa słupa w warunkach ekspozycji pożarowej.....	83
Rys. 3.15.	Model zastępczego króćca teowego do określania sztywności śrub. Wartości sił w śrubach: a) bez uwzględnienia efektu dźwigni, b) z uwzględnieniem efektu dźwigni (według <i>Kozłowski i in., 2010</i>)	85
Rys. 3.16.	Biliniowa zależność siła-przemieszczenie przyjmowana dla śrub rozciąganych (według <i>Hu i in., 2009</i>)	86
Rys. 3.17.	Porównanie wartości współczynników redukcyjnych nośności śrub w temperaturze pożarowej proponowanych w przepisach normy <i>PN-EN 1993-1-2</i> oraz w pracach <i>Kirby, 1995</i> i <i>Hu i in., 2007</i>	89
Rys. 3.18.	Środek słupa poddany rozciąganiu (według <i>Beg i in., 2004</i>)	91
Rys. 3.19.	Zależność siła-przemieszczenie przyjęta dla środka słupa przy rozciąganiu w warunkach pożaru.....	92
Rys. 3.20.	Charakterystyka składnika modelującego pracę środka i pasa belki przy rozciąganiu, a także przy ściskaniu w pożarze	93
Rys. 3.21.	Model służący do wyznaczenia nośności środka słupa w strefie ściskanej – założony mechanizm powstania przegubów plastycznych w pasie słupa (według <i>Lagerqvist i Johansson, 1996</i>)	94
Rys. 3.22.	Szerokość strefy obciążenia ściskanego środka słupa	96
Rys. 3.23.	Sposób ustalania wartości s	97
Rys. 3.24.	Relacja siła-przemieszczenie dla ściskanego środka słupa specyfikowana dla warunków pożarowych (według <i>Block, 2006</i>).....	99
Rys. 3.25.	Charakterystyka sprężyny modelującej panel środka słupa w strefie ścinania w warunkach ekspozycji ogniowej	104
Rys. 3.26.	Model metody składnikowej typowy dla węzła z wystającą blachą czołową.....	104

Rys. 3.27. Zasady sumowania nośności i sztywności poszczególnych sprężyn modelowanych w metodzie składnikowej: a) połączonych równolegle, b) połączonych szeregowo (według Kozłowski, 2012).....	105
Rys. 3.28. Zastępczy model węzła podatnego: a) równoważny, b) uproszczony	109
Rys. 3.29. Relacje moment-obrót specyfikowane dla węzła pracującego w temperaturze θ : a) przybliżenie charakterystyki rzeczywistej przybliżoną charakterystyką sprężysto-idealnie plastyczną b) zastosowanie do przybliżenia charakterystyki nieliniowej	111
Rys. 3.30. Przykładowe krzywe moment-obrót uzyskane po zastosowaniu uogólnionej na przypadek pożaru metody składnikowej	112
Rys. 3.31. Superelement belkowy: a) siły wewnętrzne i uogólnione przemieszczenia, b) idea węzła podatnego na obrót.	114
Rys. 3.32. Aproksymacja przekroju poprzecznego (według Burgess i in., 1990): a) profil temperatury, b) profil odkształceń	116
Rys. 3.33. Idea iteracji bezpośredniej (zastępczej sztywności sieciowej) (według Maślak i Litwin, 2010b).	120
Rys. 3.34. Węzeł podatny typu-rygiel słup analizowany w przykładzie	121
Rys. 3.35. Relacje moment-obrót w temperaturze 20°C uzyskane za pomocą podejścia normowego dla analizowanych w przykładzie przypadków.	122
Rys. 3.36. Relacja pomiędzy redukcją w pożarze granicy plastyczności stali i redukcją wytrzymałości śrub na rozciąganie zgodnie z rekomendacjami normy PN-EN 1993-1-2.....	125
Rys. 3.37. Charakterystyki moment-obrót uzyskane dla węzła rozpatrywanego w przykładzie – przypadek 1. Z lewej – charakterystyka wyjściowa opracowana dla podstawowej sytuacji projektowej, z prawej charakterystyki dla sytuacji pożaru (opis w tekście)	126
Rys. 3.38. Charakterystyki moment-obrót uzyskane dla węzła rozpatrywanego w przykładzie – przypadek 2. Z lewej – charakterystyka wyjściowa opracowana dla podstawowej sytuacji projektowej, z prawej charakterystyki dla sytuacji pożaru (opis w tekście)	127
Rys. 3.39. Charakterystyki moment-obrót uzyskane dla węzła rozpatrywanego w przykładzie – przypadek 3. Z lewej – charakterystyka wyjściowa opracowana dla podstawowej sytuacji projektowej, z prawej charakterystyki dla sytuacji pożaru (opis w tekście)	127

Rys. 3.40. Węzeł analizowany w pracy (oznaczenia objaśniono w tekście)	133
Rys. 3.41. Węzeł analizowany w przykładzie.....	136
Rys. 3.42. Wartości sił w pasach rygla przy uwzględnieniu interakcji $M-N$ (dla danych z rozpatrywanego przykładu).....	138
Rys. 3.43. Zakres wartości siły osiowej przenoszonej przez węzeł we współdziałaniu z założonym momentem zginającym przy różnej wartości temperatury rygla	138
Rys. 3.44. Relacja moment-obrót uzyskana dla rozpatrywanego węzła przy założeniu interakcji $M-N$ i temperatury rygla na poziomie $\theta = 20^{\circ}\text{C}$	139
Rys. 3.45. Relacje moment-obrót charakteryzujące podatność rozpatrywanego węzła w pożarze przy uwzględnieniu interakcji $M-N$, określone dla sił N_c i N_t , przy założonym udziale siły podłużnej na poziomie 70%.....	140
Rys. 3.46. Relacje moment-obrót charakteryzujące podatność rozpatrywanego węzła w pożarze przy uwzględnieniu interakcji $M-N$, wyspecyfikowane jedynie dla sił N_t , za to przy różnym ich udziale (ustalonym odpowiednio na poziomach 30% i 70%).....	140
Rys. 3.47. Sprzężony układ sprężyn, zaproponowany w pracy <i>Li T.Q. i in.</i> , 1995, pozwalający na uwzględnienie w sposób bezpośredni reakcji węzła na działanie siły poprzecznej.....	142
Rys. 3.48. Układ sprężyn modelujący pracę dwustronnego doczołowego węzła rygiel-słup, sprzężony z diagonalnie zorientowaną sprężyną odzwierciedlającą wpływ ścinania panelu środknika słupa (według <i>Bayo i in.</i> , 2006)	142
Rys. 3.49. Zastępczy model elementu węzłowego według <i>Block i in.</i> , 2007 oraz <i>Block i in.</i> , 2013	144
Rys. 3.50. Możliwe mechanizmy zniszczenia zakładkowego połączenia ścinanego w jednej płaszczyźnie: a) zerwanie blachy, b) uplastycznienie blachy w miejscu docisku śruby do ścianki otworu, c) rozerwanie typu blokowego (wyrwanie kawałka blachy), d) ścięcie trzpieni śrub	145
Rys. 3.51. Blacha z kilkoma szeregami śrub rozmieszczonych w kierunku obciążenia i prostopadle do kierunku obciążenia.	147
Rys. 3.52. Udoskonalone modele węzła z dodanymi elementami odzwierciedlającymi ścinanie paneli środkników rygla (u góry – rys. 3.51a) oraz rygla i słupa (u dołu – rys. 3.51b) – według <i>Burgess</i> , 2013.....	153

Rys. 3.53.	Model węzła podatnego rygiel-słup zaproponowany przez Qiana z zespołem (<i>Qian i in.</i> , 2009): a) zastępczy model mechaniczny, b) charakterystyki składników węzła	154
Rys. 3.54.	Triliniowa charakterystyka moment-obrót węzła podatnego (według <i>Qian i in.</i> , 2009)	156
Rys. 3.55.	Deformacje analizowanego modelu węzła z uwzględnieniem ścinanego panelu środka belki (według <i>Qian i in.</i> , 2009)	157
Rys. 3.56.	Model mechaniczny węzła opracowany przez <i>del Savio</i> z zespołem (<i>del Savio i in.</i> , 2009): a) zastępczy model węzła przed przyłożeniem obciążenia, b) zastępczy model węzła po przyłożeniu obciążenia	159
Rys. 3.57.	Charakterystyki siła-przemieszczenie składników węzła (według <i>del Savio i in.</i> , 2009): a) składniki rozciągane, b) składniki ściskane	160
Rys. 3.58.	Definicja ramienia dźwigni d w modelu zaproponowanym przez <i>del Savio</i> z zespołem (<i>del Savio i in.</i> , 2009)	162
Rys. 3.59.	Wynikowa charakterystyka moment-obrót stalowego węzła śrubowego uzyskana po zastosowaniu modelu proponowanego przez <i>del Savio</i> z zespołem (<i>del Savio i in.</i> , 2009)	162
Rys. 3.60.	Reakcja rozpatrywanego elementu węzłowego na poszczególne wymuszenia o wartości jednostkowej	164
Rys. 4.1.	Schemat rygla analizowanego w przykładzie	169
Rys. 4.2.	Etapy deformacji rygla i słupa ramy stężonej w pożarze rozwiniętym (opis w tekście), z lewej – schemat ramy, z prawej – praca myślowo wyizolowanego podukładu (według <i>Dondera i Giuliani</i> , 2013)	170
Rys. 4.3.	Redukcja miarodajnej sztywności K_{θ} w temperaturze pożarowej	177
Rys. 4.4.	Wpływ temperatury rygla rozpatrywanego w przykładzie: na generowaną w ryglu siłę osiową (rysunek górny), na ugięcie rygla (rysunek dolny)	178
Rys. 4.5.	Schemat analizowanej w pracy równomiernie ogrzanej w pożarze belki stalowej	181
Rys. 4.6.	Specyficzne dla sytuacji pożaru etapy redystrybucji siły podłużnej N_{θ} (opis w kolejnych rozdziałach pracy)	182
Rys. 4.7.	Przebieg redystrybucji momentów zginających $M_{A,\theta}$ i $M_{m,\theta}$, typowy dla sytuacji gdy pierwszy przegub plastyczny uaktywnia się w środku rozpiętości przęsła co determinuje wartość $N_{c,\theta}^{\max}$ (opis w kolejnych rozdziałach pracy)	182
Rys. 4.8.	Schemat i wymiary ramy analizowanej w przykładzie	192

Rys. 4.9.	Zestawienie obciążeń zewnętrznych przyłożonych do analizowanej ramy	194
Rys. 4.10.	Analizowane warianty ramy: rama z węzłami nominalnie sztywnymi przez cały czas trwania pożaru (z lewej) oraz rama z węzłami podatnymi o sztywności zależnej od temperatury stali (z prawej)	194
Rys. 4.11.	Schemat dwustronnego węzła rygiel-słup w wersji rozpatrywanej jako węzeł podatny (z lewej) i jego charakterystyka moment zginający-temperatura elementu- -obróć, otrzymana na podstawie badań szczegółowo prezentowanych w pracy <i>Al-Jabri i in., 2005b</i> (z prawej).....	195
Rys. 4.12.	Zestawienie sił podłużnych w słupach.....	199
Rys. 4.13.	Przyjęte w analizie oznaczenie osi elementów	199
Rys. 4.14.	Zidentyfikowane przemieszczenia węzłów ramy rozpatrywanej w przykładzie	204
Rys. 4.15.	Przykładowy przebieg nieliniowego procesu obliczeń przy zastosowaniu metody przyrostowej w programie <i>Autodesk Robot Structural Analysis Professional 2010</i> (Autodesk, 2010)	208
Rys. 4.16.	Oszacowanie temperatury krytycznej słupa numer „3” przy zastosowaniu teorii pierwszego rzędu	212
Rys. 4.17.	Oszacowanie temperatury krytycznej rygla numer „8” przy zastosowaniu teorii pierwszego rzędu	212
Rys. 4.18.	Wartości mnożnika obciążeń krytycznych α_{cr} (z lewej) oraz smukłości względnej $\bar{\lambda}_y$ (z prawej) w odniesieniu do wartości temperatury stali θ	212
Rys. 4.19.	Oszacowanie temperatury krytycznej słupa numer „3” przy zastosowaniu amplifikacji sił poziomych.	214
Rys. 4.20.	Oszacowanie temperatury krytycznej rygla numer „8” przy zastosowaniu amplifikacji sił poziomych.	215
Rys. 5.1.	Rozpatrywane w pracy warianty stalowego podukładu ramowego. W wariancie A zapewniono swobodę przemieszczeń górnych węzłów słupów w płaszczyźnie ramy, w wariancie B natomiast jedynie swobodę przesuwu pionowego w tej samej płaszczyźnie. Na rysunku pominięto oznaczenie istniejącego stężenia górnych węzłów słupów na kierunku prostopadłym do płaszczyzny ramy.....	220
Rys. 5.2.	Schemat i wymiary podatnego węzła doczołowego łączącego rygiel ze słupami w obu wariantach analizowanego stalowego podukładu ramowego.....	220
Rys. 5.3.	Model numeryczny MES analizowanego podukładu ramowego.....	221

Rys. 5.4.	Siatka MES w pobliżu węzła	222
Rys. 5.5.	Deformacje w rozpatrywanych podukładach. Rys. 5.5a dotyczy wariantu A z Rys. 5.1 natomiast Rys. 5.5b – wariantu B. Po lewej stronie pokazano deformacje uzyskane po przyłożeniu jedynie zestawu obciążeń z Rys. 5.1, po prawej stronie natomiast – po dodatkowym nagrzaniu wszystkich elementów ramy do temperatury stali równej 500°C	223
Rys. 5.6.	Odkształcona konfiguracja lewego węzła ramy. Rys. 5.6a dotyczy wariantu A podukładu z Rys. 5.1 natomiast Rys. 5.6b – wariantu B. Po lewej stronie Rys. 5.6a i Rys. 5.6b zaznaczono konfiguracje węzła uzyskane po przyłożeniu do rozpatrywanego ustroju jedynie zestawu obciążeń zewnętrznych pokazanego na Rys. 5.1, po prawej stronie Rys. 5.6a i Rys. 5.6b natomiast, konfiguracje węzła odniesione do sytuacji dodatkowego nagrzania elementów ramy do temperatury stali równej 500°C	224
Rys. 5.7.	Zmiana wartości i kierunku kąta obrotu wynikającego z podatności lewego węzła rozpatrywanego podukładu w relacji do temperatury elementów ramy	225
Rys. 5.8.	Zależność pomiędzy przemieszczeniami poziomymi słupów rozpatrywanego podukładu, mierzonymi w przekrojach przywęzłowych, i temperaturą stali w elementach ramy. Pokazano wyniki uzyskane dla wariantu A i dla wariantu B, odpowiednio dla słupa lewego i słupa prawego. Za dodatnie uznaje się przemieszczenie skierowane w lewo	226
Rys. 5.9.	Zależność pomiędzy siłą osiową indukowaną w ryglu rozpatrywanego podukładu, a temperaturą stali w elementach ramy. Pokazano osobno relację uzyskaną dla wariantu A i dla wariantu B z Rys. 5.1.	227
Rys. 5.10.	Zależność pomiędzy siłą poprzeczną indukowaną w poźarze w przekrojach przywęzłowych, w górnej i w dolnej części lewego słupa rozpatrywanej ramy, a temperaturą stali. Pokazano osobno relacje odnoszące się do wariantu A i do wariantu B podukładu z Rys. 5.1.	228
Rys. 5.11.	Redystrybucja momentów zginających w przekrojach przywęzłowych wyspecyfikowanych dla lewego węzła podukładu ramowego rozpatrywanego w wariantcie A (Rys. 5.1).....	229
Rys. 5.12.	Redystrybucja momentów zginających w przekrojach przywęzłowych wyspecyfikowanych dla lewego węzła podukładu ramowego rozpatrywanego w wariantcie B (Rys. 5.1).....	230

Rys. 5.13. Węzeł doczołowy z wystającą blachą czołową analizowany w pracy Wang Y.C. i in., 2011	232
Rys. 5.14. Wykresy zależności siła osiowa generowana w ryglu-temperatura elementów ramy uzyskane dla węzłów z wystającą blachą czołową (według Wang Y.C. i in., 2011)	232

Wykaz tabel

Tab. 3.1. Wartości sztywności początkowej oraz nośności analizowanego węzła uzyskane w przykładzie przy zastosowaniu różnych modeli obliczeniowych.....	68
Tab. 3.2. Aktywne składniki węzłów analizowane w pracy.	74
Tab. 3.3. Wartości współczynnika redukcyjnego nośności śrub zalecane w pracy Kirby, 1995.....	87
Tab. 3.4. Wartości współczynnika redukcyjnego nośności śrub zalecane w pracy Hu i in., 2007.....	87
Tab. 3.5. Wartości współczynnika redukcyjnego nośności śrub w pojarze zalecane do stosowania przez normę PN-EN 1993-1-2.	88
Tab. 3.6. Wymiary geometryczne oraz wartości nośności odniesione do analizowanych w przykładzie przypadków.	121
Tab. 3.7. Aktywne składniki wyodrębnione w analizowanym węźle.	124
Tab. 3.8. Zestawienie składników węzła decydujących o jego nośności w temperaturze θ dla rozpatrywanych przypadków.....	128
Tab. 3.9. Wartości parametrów dopasowania krzywej siła-przemieszczenie blachy przy docisku w temperaturze θ (według Sarraj, 2007).....	149
Tab. 3.10. Wartości parametrów dopasowania krzywej siła-przemieszczenie śrub przy ścinaniu w temperaturze θ (według Sarraj, 2007).....	152
Tab. 3.11. Wartości współczynników umocnienia dla poszczególnych składników węzła (według del Savio i in., 2009).	160
Tab. 4.1. Zestawienie obciążeń przyłożonych do ramy analizowanej w przykładzie.	193
Tab. 4.2. Przykładowe wartości mnożnika obciążenia krytycznego $\alpha_{cr,\theta}$ uzyskane dla słupa nr 3, dla temperatury θ	200
Tab. 4.3. Wartości przemieszczeń poziomych $\delta_{h,\theta}$ oraz mnożników obciążenia $\alpha_{cr,\theta}$ wyznaczone dla obu kondygnacji rozpatrywanej ramy.	205

Tab. 4.4.	Wartości współczynników amplifikacji siły poziomej $\eta_{amp,\theta}$ wyznaczone w poziomie górnego i w poziomie dolnego rygla ramy przy temperaturze θ	206
Tab. 4.5.	Wyniki odniesione do słupa numer „3”, uzyskane przy zastosowaniu analizy pierwszego rzędu dla ramy z węzłami rygiel-słup nominalnie sztywnymi przez cały czas pożaru.....	211
Tab. 4.6.	Wyniki odniesione do słupa numer „3”, uzyskane przy zastosowaniu analizy pierwszego rzędu dla ramy z podatnymi węzłami rygiel-słup, przy podatności rosnącej ze wzrostem temperatury stali.....	211
Tab. 4.7.	Wyniki odniesione do rygla numer „8”, uzyskane przy zastosowaniu analizy pierwszego rzędu dla ramy z węzłami rygiel-słup nominalnie sztywnymi przez cały czas pożaru.....	211
Tab. 4.8.	Wyniki odniesione do rygla numer „8”, uzyskane przy zastosowaniu analizy pierwszego rzędu dla ramy z podatnymi węzłami rygiel-słup, przy podatności rosnącej ze wzrostem temperatury stali.....	211
Tab. 4.9.	Wyniki odniesione do słupa numer „3”, uzyskane przy zastosowaniu uproszczonej analizy drugiego rzędu dla ramy z węzłami rygiel-słup nominalnie sztywnymi przez cały czas pożaru.....	213
Tab. 4.10.	Wyniki odniesione do słupa numer „3”, uzyskane przy zastosowaniu uproszczonej analizy drugiego rzędu dla ramy z podatnymi węzłami rygiel-słup, przy podatności rosnącej ze wzrostem temperatury stali.	213
Tab. 4.11.	Wyniki odniesione do rygla numer „8”, uzyskane przy zastosowaniu uproszczonej analizy drugiego rzędu dla ramy z węzłami rygiel-słup nominalnie sztywnymi przez cały czas pożaru.....	214
Tab. 4.12.	Wyniki odniesione do rygla numer „8”, uzyskane przy zastosowaniu uproszczonej analizy drugiego rzędu dla ramy z podatnymi węzłami rygiel-słup, przy podatności rosnącej ze wzrostem temperatury stali.	214
Tab. 4.13.	Wyniki odniesione do słupa numer „3”, uzyskane przy zastosowaniu analizy drugiego rzędu dla ramy z węzłami rygiel – słup nominalnie sztywnymi przez cały czas pożaru.	215
Tab. 4.14.	Wyniki odniesione do słupa numer „3”, uzyskane przy zastosowaniu analizy drugiego rzędu dla ramy z podatnymi węzłami rygiel-słup, przy podatności rosnącej ze wzrostem	216
Tab. 4.15.	Wyniki odniesione do rygla numer „8”, uzyskane przy zastosowaniu analizy drugiego rzędu dla ramy z węzłami rygiel-słup nominalnie sztywnymi przez cały czas pożaru.....	216

Tab. 4.16. Wyniki odniesione do rygla numer „8”, uzyskane przy zastosowaniu analizy drugiego rzędu dla ramy z podatnymi węzłami rygiel-słup, przy podatności rosnącej ze wzrostem temperatury stali.	216
--	-----